



Designverifikation for fleksibel to-bladet mølle

Vølund, P.; Rasmussen, Flemming

Publication date:
1999

Document Version
Publisher's PDF, also known as Version of record

[Link back to DTU Orbit](#)

Citation (APA):
Vølund, P., & Rasmussen, F. (1999). *Designverifikation for fleksibel to-bladet mølle*. Denmark. Forskningscenter Risoe. Risoe-R No. 1073(DA)

General rights

Copyright and moral rights for the publications made accessible in the public portal are retained by the authors and/or other copyright owners and it is a condition of accessing publications that users recognise and abide by the legal requirements associated with these rights.

- Users may download and print one copy of any publication from the public portal for the purpose of private study or research.
- You may not further distribute the material or use it for any profit-making activity or commercial gain
- You may freely distribute the URL identifying the publication in the public portal

If you believe that this document breaches copyright please contact us providing details, and we will remove access to the work immediately and investigate your claim.

Designverifikation for fleksibel to-bladet mølle

Per Vølund
Flemming Rasmussen



Forskningscenter Risø, Roskilde
April 1999

Resume

Denne rapport præsenterer beregninger og efterfølgende målinger til eftervisning af egenskaberne for en nyudviklet to-bladet fleksibel rotor, som er afprøvet på en eksisterende 15 kW fleksibel vindmølle. Det udviklede koncept kan i sin helhed karakteriseres ved:

- To-bladet rotor med vippenav (teeter)
- Hængslede blade med flap/kantkobling, som kan regulere ved både aktivt stall og aktiv koning.
- Fritkrøjende bagløber.
- Nacelle tilt-fleksibilitet.

Konceptet er udviklet ved udpræget brug af aeroelastiske beregninger, numerisk optimering og stabilitetsundersøgelser med henblik på at opnå optimale aeroelastiske egenskaber og mindst mulige laster. Beregningerne og efterfølgende modelforsøg er udført specifikt for en 13 m diameter rotor, men alle design- og konstruktionsprincipper er valgt med henblik på at skulle kunne anvendes på store MW møller.

I stedet for den sædvanlige rodflange er der valgt en trepunktsophængning af bladene, der som princip kan benyttes uafhængigt af møllestørrelsen. De to punkter udgøres af flaphængsler i bladets for- og bagkant. Det tredje overfører flapmomentet gennem en fleksibilitet, hvis relative størrelse vil afhænge af møllens størrelse, idet tyngdekræfterne, alt andet lige, under opskalering får relativt større indflydelse i forhold til de aerodynamiske kræfter. Princippet giver mulighed for at kone bladene bagud under stilstand i ekstrem vind for at reducere tårn- og bladlaste, samt mulighed for at regulere ved aktivt stall.

Sammenligninger for den aktuelle møllestørrelse med en tilsvarende stiv rotor viser, at blad- og tårnlaste for den fleksible rotor er reduceret til mellem 25 og 50 %, både under drift og i stilstand ved ekstrem vind. Dette forhold gælder imidlertid ikke generelt for relationen mellem de to koncepter, men afhænger i særdeleshed af møllestørrelsen. Der vil dog under alle omstændigheder være tale om en reduktion.

De aeroelastiske beregninger har omhandlet simuleringer under normal drift, stilstand i ekstrem vind og kritiske fejloperationer som drift med rotoren som forløber. Tilsvarende forhold er så vidt muligt undersøgt på den fremstillede prototypemølle, og målingerne har i høj grad verificeret de estimerede egenskaber, hvilket bekræfter de meget betydelige lastreduktioner, der kan opnås for dette koncept. Med gennemførelsen af projektet er der opnået tiltro til, at den aeroelastiske kode HawC langt hen ad vejen kan danne grundlag for at beregne konkurrenceforholdene mellem et sådant ekstremt koncept og mere traditionelle koncepter.

Det skal anføres, at det omhandlede koncept er patentanmeldt af Risø.

Det udførte arbejde er støttet af Energistyrelsen gennem EFP-95 projektet "Design af fleksibel rotor til dynamisk aktiv mølle" J.nr. 1363/95-0002, af EU gennem JOULE III-projektet "Soft Rotor Design" Kontrakt nr. JOR3-CT95-0062 og gennem Risøs programforskning for vindenergi.

ISBN 87-550-2442-4
ISBN-87-550-2443-2(internet)
ISSN 0106-2840

Afdelingen for Informationsservice, Risø, 1999

Indholdsfortegnelse

1. Introduktion	5
2. Design metode	6
2.1 Aeroelastisk design	6
2.2 Strukturelt design	8
2.3 Endeligt koncept	8
3. Konceptsammenligninger	9
3.1 Stive bladrødder eller flaphængsel ?	9
3.2 Stall-inducerede kantsvingninger	11
4. Beregninger i drift	12
4.1 Hoveddata for møllen	12
4.2 Egenfrekvenser	13
4.3 Beregnet effektkurve	13
4.4 Statistik for beregnet flapmoment	14
4.5 Statistik for beregnede signaler	15
4.6 Powerspektre af beregninger i drift	18
4.7 Drift som forløber	23
5. Beregninger i stilstand	27
5.1 Ekstremlaster	27
5.2 Powerspektre af beregninger i stilstand	31
6. Drift og stilstand sammenlignet	35
7. Målinger i drift	37
7.1 Hoveddata for test-møllen	37
7.2 Vindhastighed	39
7.3 Effektkurve	40
7.4 Krøjning	41
7.5 Teeter	43
7.6 Flapmoment	46
7.7 Aksialtryk	49
7.8 Powerspektre af målinger i drift	50
8. Målinger i stilstand	55
8.1 Egenfrekvenser målt i stilstand	55
8.2 Statistik for målinger i stilstand	55
8.3 Powerspektre af målinger i stilstand	59
9. Målinger ved ekstrem koning	62
9.1 Stilstand ved ekstrem koning	63
9.2 Flap-laster i drift og stilstand	66
10. Konklusion	67
11. Taksigelser	68
12. Referencer	69
Appendix A. Test af flex-beam	70

1. Introduktion

Det hidtidige arbejde på Risø med nye koncepter har før begyndelsen af dette projekt resulteret i udvikling af et koncept, som kan karakteriseres ved:

- To-bladet rotor med vippenav (teeter)
- Relativt stive vinger
- Fritkrøjende bagløber
- Tilt-fleksibilitet af nacellelejrning

Udviklingen af dette er sket som resultat af flere EFP-finansierede projekter, og verifikationen af det hidtidige arbejde er beskrevet i Kretz og Rasmussen [1]. Ideen bag konceptet har været at skabe en meget fleksibel mølle ved at anvende dynamiske frihedsgrader og derved reducere belastningerne frem for at lade alle kræfter optage i strukturen. Formålet har været at skabe grundlaget for at vurdere, om møller efter disse principper på længere sigt vil kunne have en konkurrencemæssig fordel i forhold til standard tre-bladede møller.

En sådan sammenligning er ganske kompliceret, og for at skabe et realistisk vurderingsgrundlag skal udviklingen og verifikationen af konceptet føres langt. Det er også nødvendigt, at den går hånd i hånd med udvikling af aeroelastiske beregningsmodeller, som kan forudsige egenskaberne og dermed benyttes til ekstrapolation og optimering.

Fortsættelsen af dette arbejde beskrives i denne rapport. Den vedrører udvikling af et koncept for en fleksibel rotor til ovenfor omtalte mølle, som er på 15 kW og betragtes som en skalamodel af en stor mølle. Formålet har været at undersøge hvilke former for fleksibilitet og eventuelt strukturelle koblinger mellem forskellige udbøjningsformer (f.eks. blad flap/torsion), der ville være hensigtsmæssige, samt at eftervise det mest lovende koncept ved design og afprøvning på den eksisterende mølle.

Arbejdet er udført i to kombinerede projekter: 1) EFP-96 projektet "Design af fleksibel mølle" og 2) EU JOULE-III projektet "Soft Rotor Design", som foruden Risø har haft deltagelse af den franske forskningsinstitution ONERA og LM Glasfiber A/S. ONERA har parallelt med Risø bidraget med aeroelastiske beregninger, og derudover foretaget numeriske optimeringer og stabilitetsundersøgelser som led i bestemmelsen af grundkonceptets egenskaber. LM har stået for dimensionering og fremstilling af vingerne.

2. Design metode

Målet med projektet har været at udvikle en fleksibel rotor, som er tilpasset den eksisterende mølle med en 15 kW generator og et synkront omdrejningstal på 62.4 rpm. Møllens øvrige karakteristika skulle ligeledes fastholdes, d.v.s. fritkrøjende bagløber med fleksibel tilt. Selvom projektet vedrører konkret optimering af rotoren til en lille mølle, har hensigten været at finde designløsninger, som især er anvendelige til store MW møller.

Projektet udgør en designproces, men hovedvægten er lagt på de teoretiske undersøgelser, som bestemmer optimale aeroelastiske egenskaber og funktionsprincipper for rotoren samt verifikation af dette ved målinger på møllen, snarere end på detaljeret konstruktionsarbejde.

Efter de indledende beregninger med parametervariationer for den eksisterende rotor blev der taget nyt udgangspunkt i en 13 m rotor baseret på LM 6.1 m bladet. Undersøgelser foretaget med henblik på aerodynamisk design af den fleksible rotor viste, at dette blads aerodynamiske egenskaber var rimeligt velegnet til eftervisning af de principielle forhold for en fleksibel rotor, selvom det ikke er udviklet til en to-bladet mølle. Modifikationerne kunne dermed begrænses til de strukturelle og strukturdynamiske egenskaber.

2.1 Aeroelastisk design

LM 6.1 m bladets aerodynamiske og strukturelle egenskaber blev brugt som basis for en parameterundersøgelse med henblik på aeroelastisk design af bladet i kombination med den øvrige vindmølle. Seks forskellige konfigurationer blev defineret med udgangspunkt i dette blad. De er:

- Stiv rotor.
- Stiv rotor med vippenav (teeter).
- Vippenav og bladrodsfleksibilitet ("hængslet").
- Vippenav med flap/pitch kobling (δ_3) og bladrodsfleksibilitet.
- Vippenav og bladrodsfleksibilitet med flap/pitch kobling (δ_3).
- Fordelt fleksibilitet ud langs bladet.

De seks forskellige konfigurationer blev evalueret i følgende situationer:

1) Normal drift, 2) Stilstand i ekstrem vind og 3) Fejlsituationer.

De seks forskellige konfigurationers "godhed" blev herefter målt på følgende parametre:

- Krøjestabilitet.
- Middeffekt.
- Effektfluktuationer.
- Aksialtryk, tårnlast.
- Bøjningsmomenter ud langs bladet.
- Tipudbøjning.
- Tiltvinkeldrejning.
- Stabilitet (herunder forekomst af stall-inducerede svingninger).

Parameterundersøgelsen blev foretaget ved at indsætte parametre svarende til de seks forskellige konfigurationer i det aeroelastiske program HawC [2] og udføre beregninger ved tre forskellige vindhastigheder svarende til drift før, i og efter stall, og ved efterfølgende at sammenligne resultaterne.

Bladrodsfleksibiliteten blev modelleret som et hængsel (primært i flapretningen) med en bestemt stivhed mod vinkeldrejning og et radiært offset i forhold til rotorcentrum. Masse og stivhed svarede som udgangspunkt til den oprindelige LM 6.1 m vinge.

Undersøgelsen viste, at ingen af de seks konfigurationer var den bedst opnåelige, men derimod at en kombination var mest optimal med hensyn til strukturdynamisk respons. Det vil sige, at der i princippet kun er tale om ét koncept, nemlig den to-bladede rotor med vippenav (teeter) og "flaphængslede" vinger, med flap/pitch kobling i teeter og både flap/pitch- og flap/kant-kobling i bladhængslerne. Desuden viste undersøgelsen, at fordelt fleksibilitet ud langs vingen er fordelagtig, f.eks. realiseret ved en fleksibel tip. Koncepterne har dermed konvergeret mod ét, hvor alle egenskaberne er integreret i rotorens design, og de indbyrdes forhold afhænger af den vægt, man i øvrigt tillægger møllens respons-karakteristika, samt designforudsætningerne, f.eks. møllens størrelse og driftsbetingelser. Det var således nærliggende at forsøge at bestemme den bedste kombination af forskellige parametre under fastholdelse af andre.

Numerisk optimering blev anvendt af ONERA til at bestemme et optimum for de fem parametre teeter stivhed, bladhængsel stivhed, teeter $\delta 3$ vinkel, bladhængsel $\delta 3$ vinkel og bladhængsel offset med udgangspunkt i den oprindelige LM 6.1 m vinge. Optimum for denne kombination under de anvendte forudsætninger og begrænsninger er vist i Tabel 2-1.

Tabel 2-1 Hoveddata for teoretisk optimal rotor og for den endeligt valgte.

	Teeter stivhed [Nm/rad]	Bladhængsel stivhed [Nm/rad]	Teeter $\delta 3$ [°]	Bladhængsel $\delta 3$ [°]	Bladhængsel radius [m]
Optimeret rotor	7000	12000	25	-5	0.4
Endelig rotor	5000	7000	0	0	0.7

En positiv $\delta 3$ kobling betyder både for teeter og bladhængsel, at indfaldsvinklen øges når bladet udbøjes i vindretningen.

2.2 Strukturelt design

Resultatet af optimeringen, som vist i Tabel 2-1, bestemmer de ønskelige egenskaber for rotoren, som så er udgangspunkt for det efterfølgende detaljerede design og konstruktionsarbejde. Der er imidlertid tale om en iterativ proces. På grund af de reducerede laster kan bladets masse reduceres, hvilket igen medfører ændrede optimale stivheder.

Det endelige valg af rotor karakteristika er også vist i Tabel 2-1. Begge $\delta 3$ vinkler blev til sidst fastlagt til nul. Det skyldes, at de optimale værdier varierer med vindhastigheden, og at møllens overordnede respons kun er moderat afhængig af $\delta 3$ vinklerne indenfor mindre variationer omkring nul. Den ekstra komplikation, som indførelsen af $\delta 3$ vinklerne ville medføre, både med hensyn til konstruktion og efterfølgende tolkning af resultaterne, blev vurderet at være u hensigtsmæssig for den første prototype. Andre karakteristika, som krøjestabilitet og risiko for at rotoren kunne dreje op som forløber og forblive krøjestabil i denne fejlsituation, blev vurderet at skulle tillægges størst opmærksomhed.

2.3 Endeligt koncept

Bladene til møllen blev fremstillet ved modifikation af formen til LM 6.1 m vingen i rodenden. I stedet for den sædvanlige rodflange er der valgt en trepunktsophængning, der som princip kan benyttes uafhængigt af møllestørrelsen. De to punkter udgøres af flap-hængsler i bladets forkant og bagkant. Det tredje punkt overfører flapmomentet, gennem en fleksibel bjælke med veldefineret stivhed, hvis relative størrelse vil afhænge af møllens størrelse. Det skyldes det forhold, at tyngdekræfterne, alt andet lige, under opskalering får relativt større indflydelse i forhold til de aerodynamiske kræfter. Derudover giver princippet mulighed for at kone bladene helt bagud for at reducere tårn- og flaplaste under stilstand i ekstrem vind.

Luftbremsefunktionen opnås ved at dreje bladene ca. 15° negativt ind i stall. Denne funktion giver samtidig mulighed for en trinløs justering af pitchvinklen og dermed aktiv stall-regulering. For den aktuelle mølle opnås de to reguleringsmuligheder kun ved manuel justering.

Det valgte nye koncept kan dermed i sin helhed karakteriseres ved:

- To-bladet rotor med vippenav (teeter).
- ”Hængslede” blade med flap/kantkobling, som kan reguleres ved både aktivt stall og aktiv koning.
- Fritkrøjende bagløber.
- Tilt-fleksibilitet af nacellejring.

3. Konceptsammenligninger

Med valget af hovedkarakteristika for det nyudviklede koncept beskrevet i Kapitel 2 vedrører den resterende del af rapporten beregninger på dette koncept med parameterværdier svarende til de virkelige for møllen samt efterfølgende målinger. Desuden sammenlignes i visse tilfælde med beregninger for en teeterrotor med stive blade.

Udgangspunktet for fremstillingen af bladene var et dimensioneringsgrundlag, som medførte en betydelig reduktion af vægten i forhold til den oprindelige LM 6.1 m vinge. Under fremstillingen blev der imidlertid af praktiske årsager indlagt ekstra materiale i et sådant omfang, at den resulterende vægt endte på 70 kg. Det betyder, at vingerne er langt stærkere end nødvendigt, som det også viste sig ved prøvebelastningen. Eftersom denne afvigelse ikke ændrer ved det principielle i de forhold, der ønskes undersøgt og verificeret, blev det besluttet at udføre målingerne med de fremstillede blade, og samtlige beregninger er foretaget med data, som svarer til disse blade.

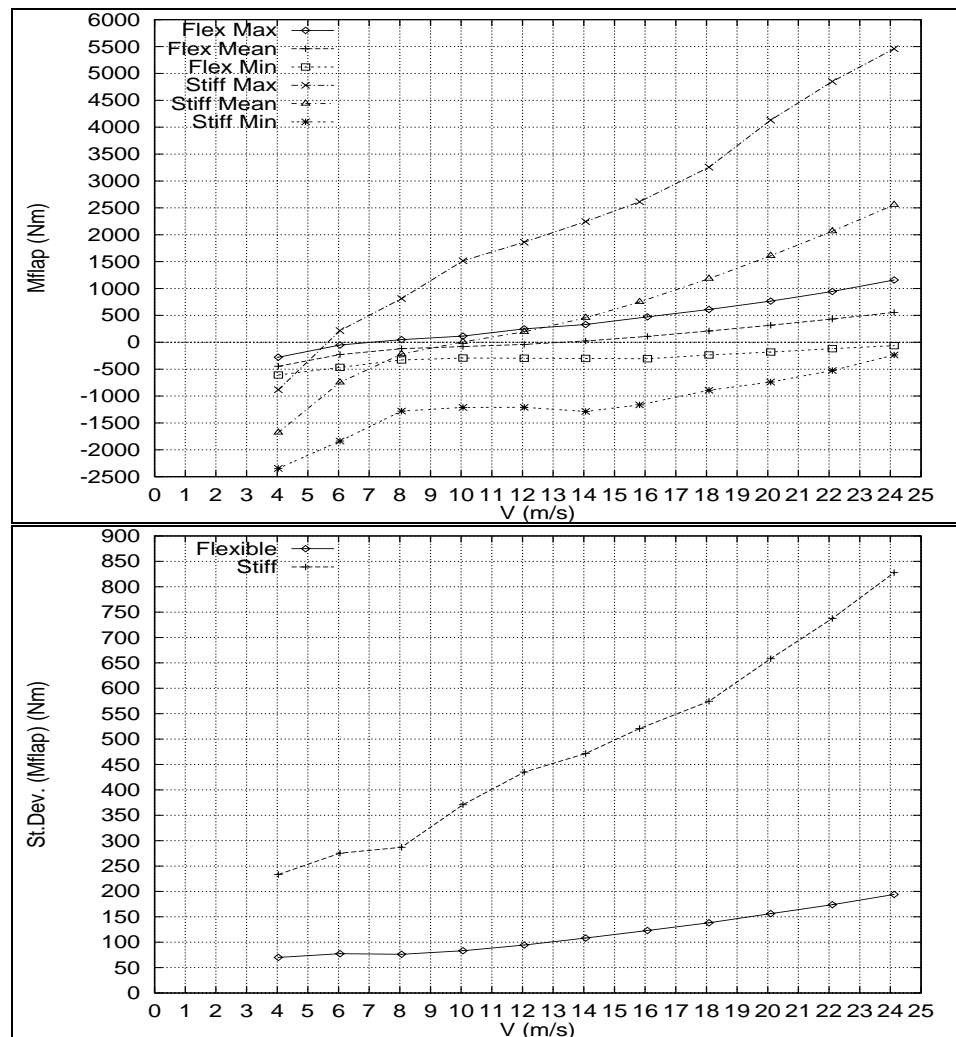
Det nyudviklede koncept repræsenterer en opfølgning på konceptet beskrevet af Kretz og Rasmussen [1], som undersøger mulighederne i det to-bladede koncept med vippenav, fri krøje-bevægelse og fri tiltning, og viser, at det er stabilt og har stærkt reducerede laster i forhold til et to-bladet koncept med stift nav. I perspektiveringen peges på yderligere væsentlige lastreduktionsmuligheder ved at reducere den flapvise stivhed i bladrødderne i retning af hængslede blade. I nærværende projekt er undersøgelserne af en lang række konfigurationer af to-bladede møller endt med at pege på netop flaphængslede blade som den bedste mulighed for at realisere sådanne meget væsentlige lastreduktioner. I nærværende kapitel følges op på dette ved at vise nogle overordnede fordele ved flaphængsling af bladene. Dernæst gennemgås i detaljer beregninger og målinger på det nyudviklede koncept.

3.1 Stive bladrødder eller flaphængsel ?

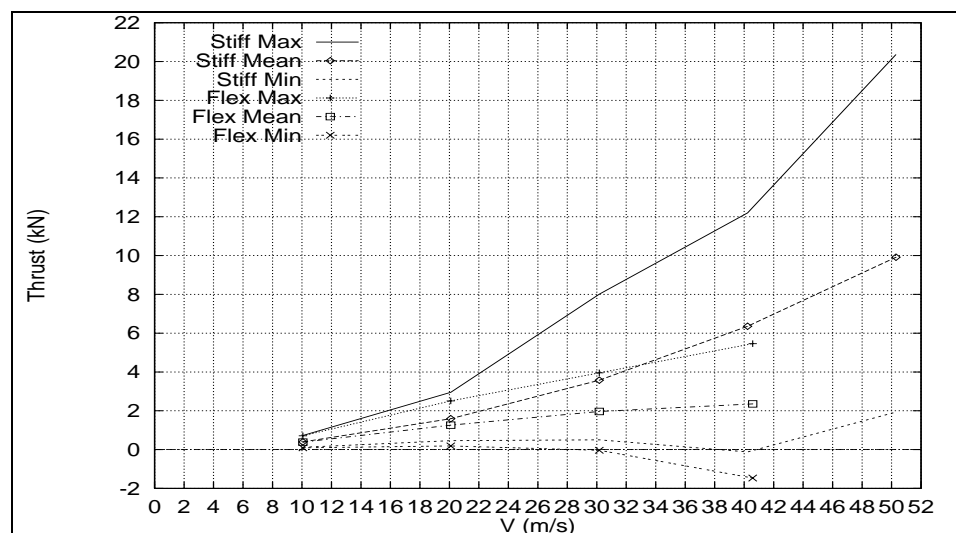
Forskellen på den to-bladede mølle med vippenav og henholdsvis stive bladrødder og flaphængslede blade kan illustreres ved at sammenligne beregnede laster for de to konfigurationer. Beregningerne er foretaget med HawC som 300 sekunders tidsserier ved forskellige vindhastigheder, og statistikken vedrører denne tidsperiode. I Figur 3-1 og Figur 3-2 vises, at såvel udmattelseslasten for flapmomentet som ekstremværdien for aksialtrykket kan reduceres med en faktor 3-4 af størrelsesordenen for den flaphængslede mølle.

Figur 3-1 viser for begge koncepter statistik for flapmomentet i normal drift. Det ses, at for beregningseksemplet er både standardafvigelsen og forskellene mellem maksimum og minimum af flapmomentet, og dermed med nogen tilnærmelse også udmattelseslasten, ved 25 m/s reduceret med mere end en faktor 4 for den flaphængslede mølle.

Tilsvarende er i Figur 3-2 vist statistik af aksialtryk for de to koncepter i stilstand. Ved middelvindhastighed på 40 m/s er de maksimale ekstremværdier af aksialtrykket for den stive teeter-



Figur 3-1 Statistik af flapmoment i drift for en teeter-mølle med flaphængslede blade og for en med flap-stive blade.



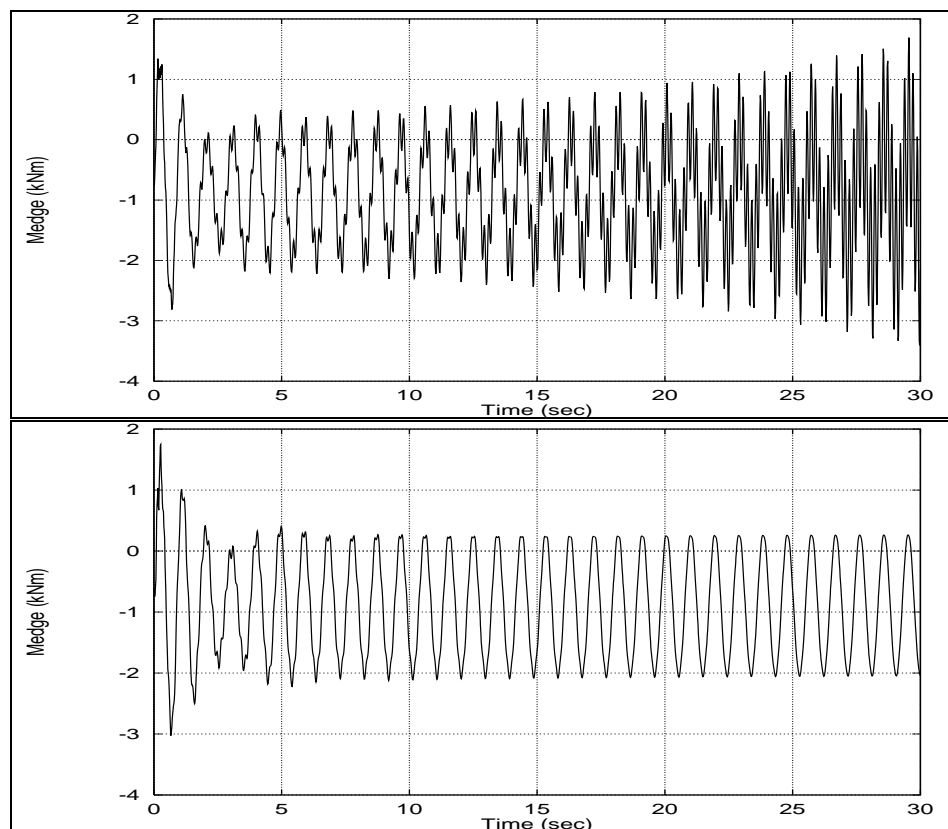
Figur 3-2 Statistik af aksialtryk i stilstand for en teeter-mølle med flap-stive blade og for en med flaphængslede blade.

mølle beregnet til 20 kNm mod kun omkring 6 kNm for den flaphængslede mølle - forskellen er altså mere end en faktor 3. Det skal anføres, at de omtalte lastreduktioner er gældende for parameterværdier svarende til den aktuelle mølle. Forholdene gælder ikke generelt for relationen mellem de to koncepter, men afhænger bl.a. af møllestørrelsen.

3.2 Stall-inducerede kantsvingninger

Kantvise stall-inducerede svingninger af en to-bladet rotor er en risiko ligesom for tre-bladede rotor. For den tre-bladede rotor er brug af en strukturpitch (vinkel mellem kantvis svingningsretning og rotorplan) i bladet en simpel og effektiv måde at øge den kantvise aerodynamiske dæmpning, så risikoen for stall-inducerede kantsvingninger reduceres væsentligt. Det samme gælder for den to-bladede rotor med flaphængslede blade, hvor struktur-pitchen simpelt og gratis kan opnås ved at dreje flap-lejerne, i dette tilfælde 8° .

Dette illustreres med tidssporerne i Figur 3-3. Figuren viser beregnede tidsspor af kantrødmomentet for en to-bladet flap-hængslet rotor på en stift indspændt aksel og med låst teeter. Det øverste tidsspor er beregnet for en rotor med 0° strukturpitch, og det nederste tidsspor for den samme rotor med 8° strukturpitch indbygget i flaphængslet. Den svingningsreducerende virkning af de 8° strukturpitch er tydelig.



Figur 3-3 Tidsspor af kantrødmoment for flap-hængslet rotor med øverst 0° strukturpitch og nederst 8° strukturpitch. 8° strukturpitch ses at eliminere de stall-inducerede svingninger.

4. Beregninger i drift

På grundlag af beregninger er der identificeret en optimeret to-bladet mølle med teeter-rotor og flaphængslede blade med hoveddata som vist i Tabel 2-1. Det optimerede design er tilpasset den eksisterende mølles tårn og nacelle. Et sæt blade er fremstillet af LM/Olsen Wings, og et nav er fremstillet på Risø. Den endelige rotor afviger lidt fra det optimerede design, men de følgende beregninger er baseret på en modellering af den fremstillede mølle, for hvilken målinger er rapporteret i Kapitel 7 og 8.

Resultaterne, som er rapporteret i dette kapitel, er baseret på 300 sekunders tidsspor beregnet med det aeroelastiske program HawC ved vindhastigheder på 4-24 m/s og turbulensintensitet på 12%. De benyttede opdrifts- og modstandskoefficienter for profilerne, C_L og C_D , er ikke tilpasset for bedst mulig overensstemmelse i stall, men stammer fra rapporterede vindkanalmålinger.

4.1 Hoveddata for møllen

Tabel 4-1 Hoveddata for den fremstillede mølle og beregnings-modellen.

Nav-højde [m]	15.36
Rotor-diameter [m]	13.00
Nav-diameter [m]	1.40
Synkron omdrejningshastighed [rpm]	62.4
Slip [%]	1.8
Nominel effekt [kW]	15.0
Koning (ubelastet flapleje-vinkel) [°]	10.0
Struktur-pitch [°]	8.0
Nacelle-masse [kg]	1200
Blad-masse (uden flexbeam) [kg]	70.0
Flexbeam-masse (uden indspænding) [kg]	15.0
Flexbeam stivhed (normal drift) [Nm/rad]	7000
Flexbeam stivhed (forløber drift) [Nm/rad]	12000
Afstand tårn-center til rotor-center [m]	1.50
Tipvinkel [°]	0

Den modellerede udgave af møllen har i ubelastet tilstand 10° koningsvinkel, og bladene vejer hver 70 kg, plus 15 kg flex-beam (glasfiber-fjeder i bladroden). Øvrige hoveddata for møllen er angivet i Tabel 4-1.

4.2 Egenfrekvenser

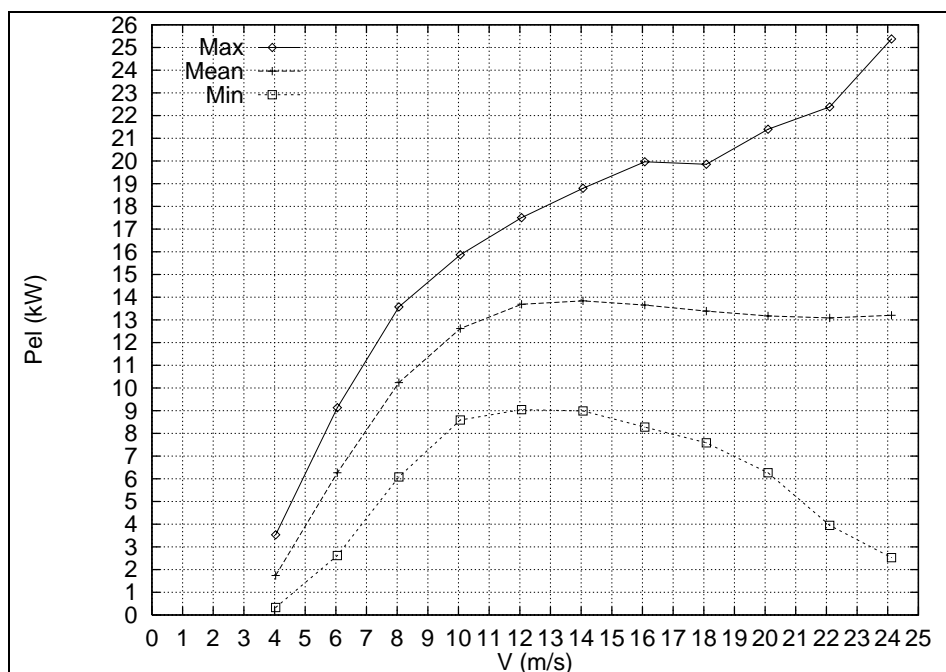
De beregnede egenfrekvenser for møllen under stilstand er angivet i Tabel 4-2. Z-mode repræsenterer en egensvingningsform for rotoren, hvor bladene svinger i modfase med navets teeter-bevægelse.

Tabel 4-2 Modellerede stilstands-egenfrekvenser.

Svingningsform	Frekvens [Hz]
Teeter (vippenav)	0.28
Flap (symmetrisk)	0.55
Tårnbøjning (aksielt)	0.76
Drive train (bremset)	1.22
Z-mode	2.20

4.3 Beregnet effektkurve

Figur 4-1 viser effektkurven, samt tilhørende maximum- og minimumværdier, baseret på beregnede 5-minutters tidsspor ved forskellige vindhastigheder. Der er taget højde for varierende omdrejningshastighed (slip), generatorvirkningsgrad og koningsvinkel.

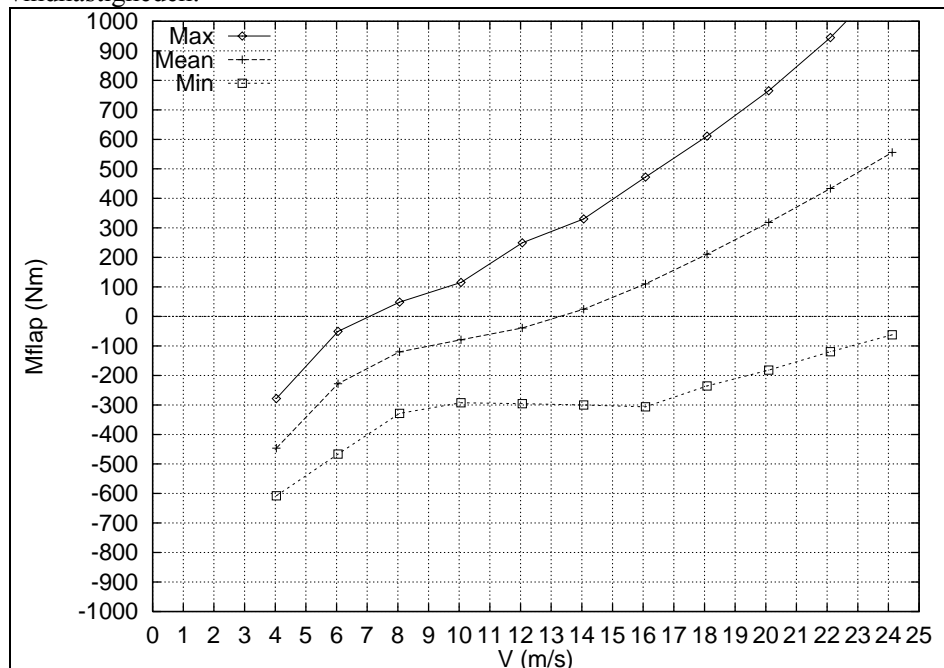


Figur 4-1 Beregnet effektkurve.

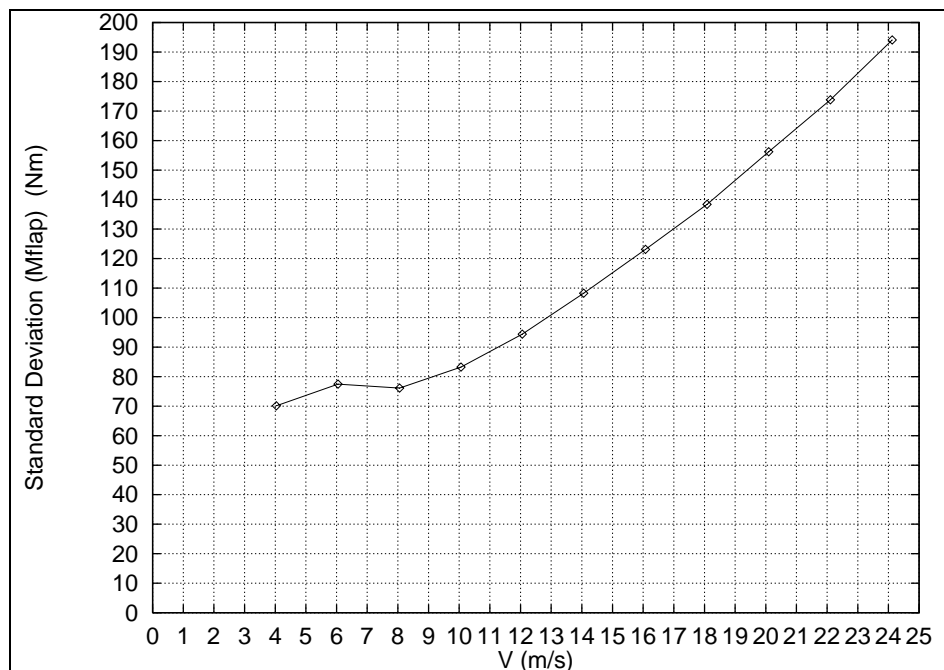
4.4 Statistik for beregnet flapmoment

Figur 4-2 viser middelværdier, maximum og minimum for flapmomentet ved bladhængslet ($r = 0.7$ m). Turbulensintensiteten er 12%.

Figur 4-3 viser standardafvigelsen for flapmomentet som funktion af vindhastigheden. Fra 10 til 25 m/s ses standardafvigelsen at være næsten proportional med vindhastigheden, og dermed med standardafvigelsen af vindhastigheden.



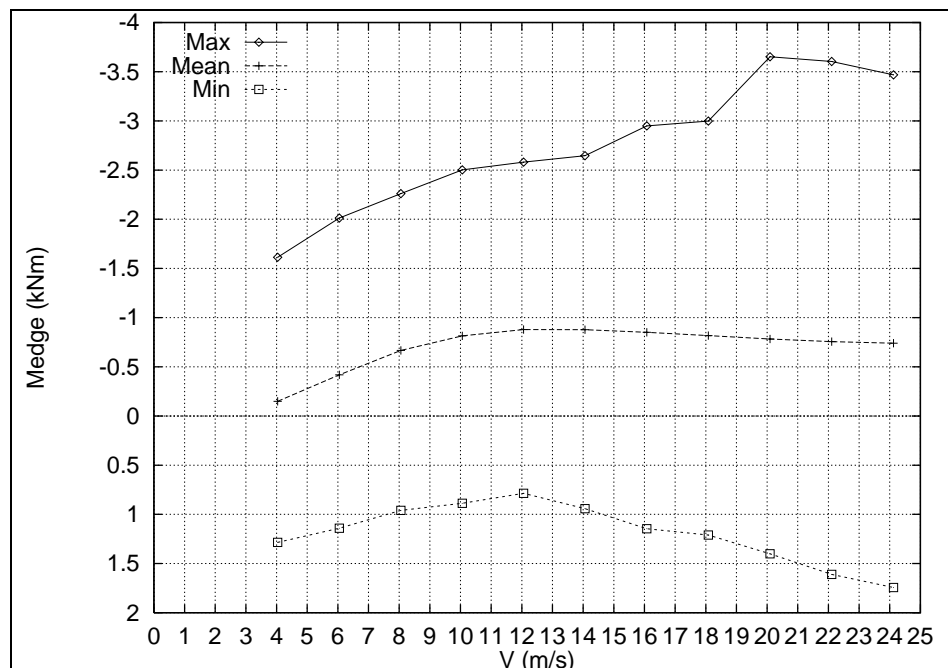
Figur 4-2 Statistik for beregnet flapmoment ($r = 0.7$ m) i drift.



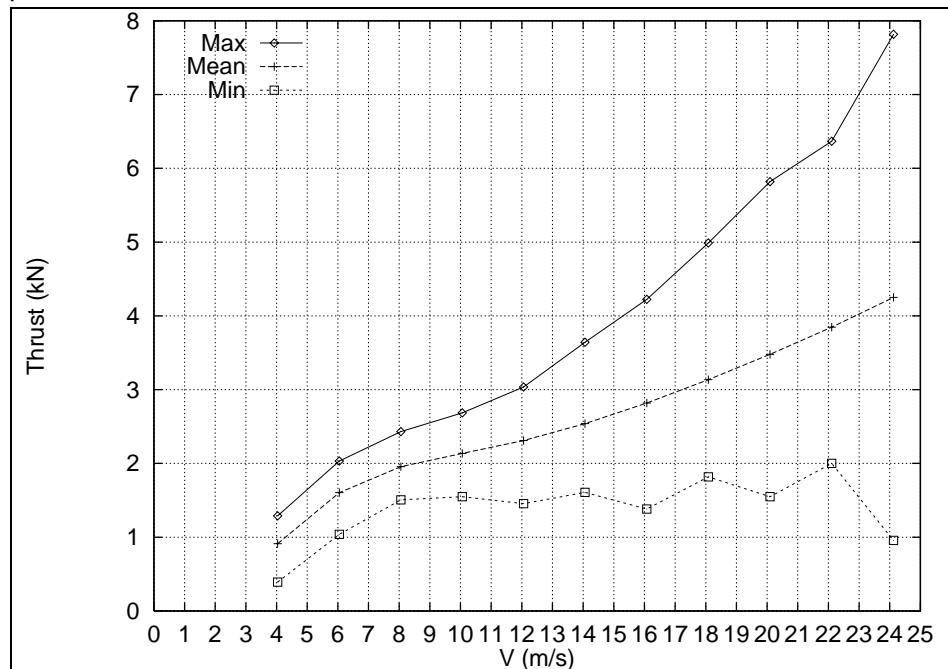
Figur 4-3 Standard afvigelse for beregnet flapmoment ($r = 0.7$ m) i drift.

4.5 Statistik for beregnede signaler

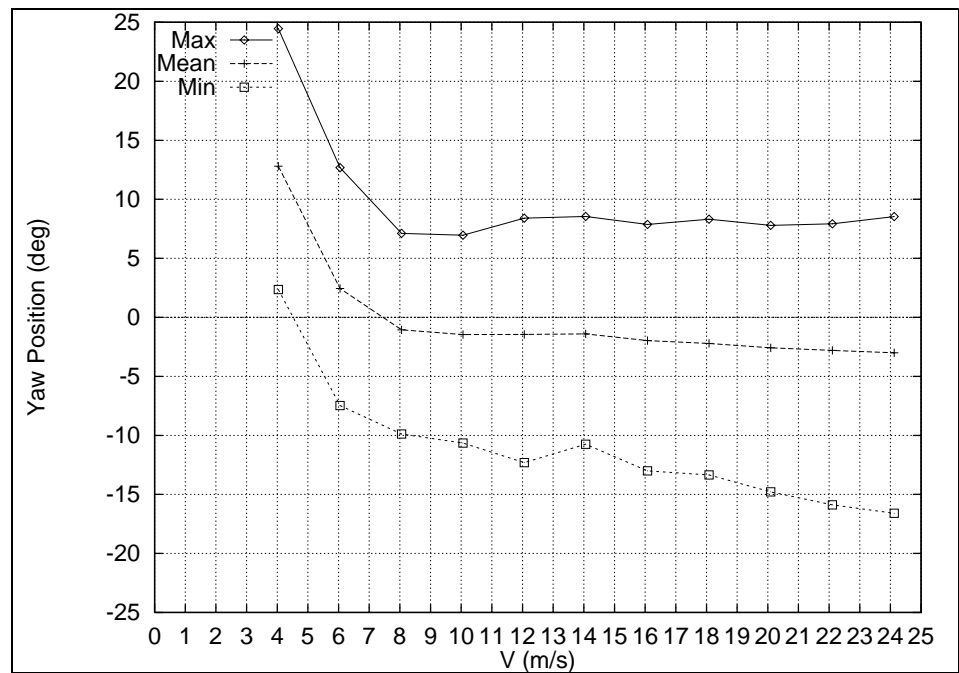
I dette afsnit er vist middelværdi, maksimum og minimum for 5-minutters beregnede tidsspor af kantvist bladrodsmoment, rotor-aksialtryk, krøje-position, teeter-vinkel og flaphængsel-vinkel (konings-vinkel) i drift.



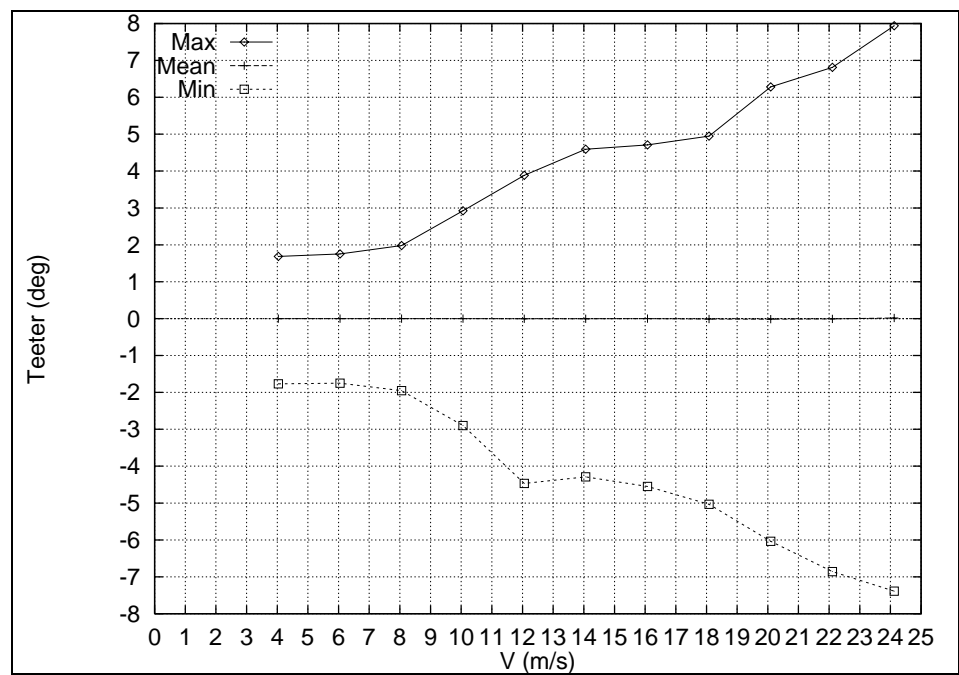
Figur 4-4 Statistik for beregnet kantomment i drift.



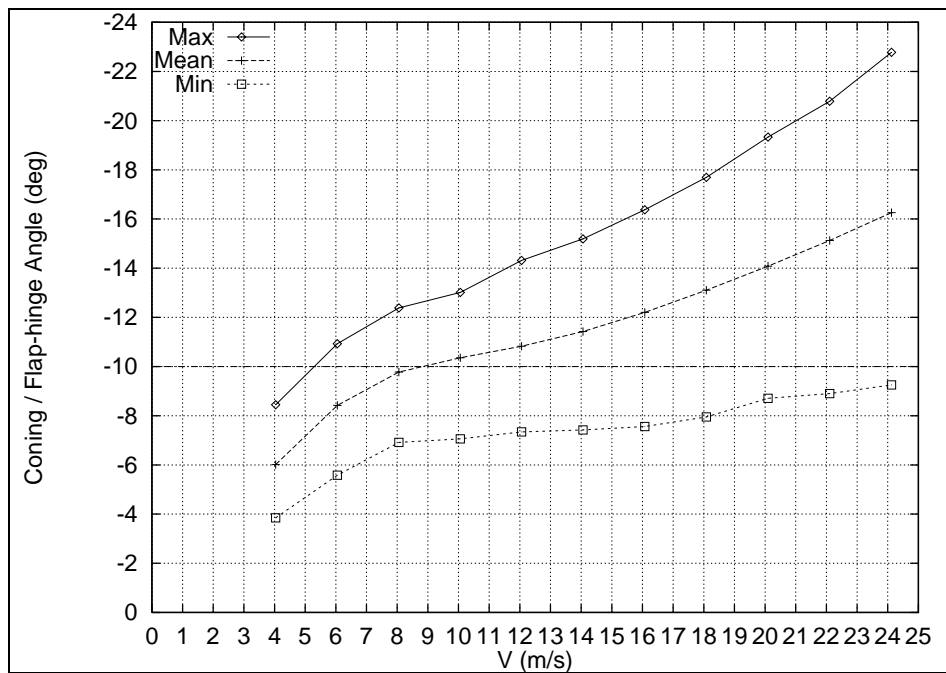
Figur 4-5 Statistik for beregnet rotor-aksialtryk i drift.



Figur 4-6 Statistik for beregnet krøje-position i drift.



Figur 4-7 Statistik for beregnet teeter-vinkel i drift.



Figur 4-8 Statistik for beregnet konings-vinkel/flaphængsel-vinkel i drift.

Som det fremgår af Figur 4-6 er den forventede middelkrøjefejl meget tæt på 0° med undtagelse af ved helt lave vindhastigheder, hvor der er en tendens til krøjning i positiv retning.

Teetervinklen er ved vindhastigheder op til 25 m/s begrænset til ca. $\pm 8^\circ$, og middelkonings-vinklen ca. 16° .

4.6 Powerspektre af beregninger i drift

I dette afsnit er vist powerspektre (PSD) af beregninger for drift ved 6, 10 og 14 m/s og 12% turbulensintensitet, af krøje-retning, teeter-vinkel, flaprodmoment, kantrodmoment, elektrisk effekt, rotor-aksialtryk og vindhastighed i navcentrum.

Figur 4-9 viser PSD af krøjeretningen beregnet for drift. Det bemærkes, at der ved 2.12 Hz, som er 2 per rotoromdrejning frekvensen (2P), er et forøget energiniveau. Der ses ved 14 m/s også en antydning af forhøjet energiniveau ved 0.2 Hz, som er egenfrekvensen for svingningen, hvor nacellen krøjer frit fra side til side og derved flytter rotor-planet fra side til side uden at ændre planets orientering. Teeter-stivheden har indflydelse på egenfrekvensen.

Figur 4-10 viser PSD af teeter-vinklen beregnet for drift. Ved 1P, ses energiniveauet at være højt. Ved 10 og 14 m/s er der desuden ved $1P \pm 0.2\text{Hz}$ også høje energiniveauer. Det skyldes den ovenfor omtalte egensvingning, hvorved nacellen krøjer frem og tilbage med en frekvens på 0.2 Hz.

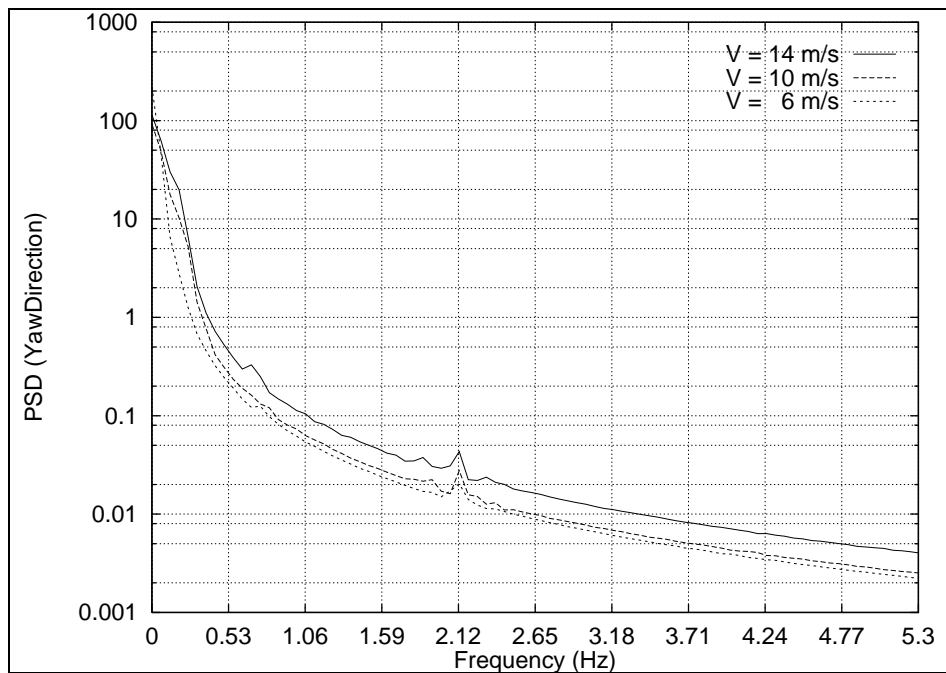
Figur 4-11 viser PSD af flaprodmomentet beregnet for drift. Nogenlunde som ved spektret af teeter-vinklen i Figur 4-10 ses energiniveauet at være højt ved 1P og for 10 og 14 m/s også ved $1P \pm 0.2\text{Hz}$.

Figur 4-12 viser PSD af kantrodmomentet beregnet for drift. Som for spektret af flapmomentet i Figur 4-11 ses energiniveauet at være højt ved 1P og for 10 og 14 m/s også ved $1P \pm 0.2\text{Hz}$.

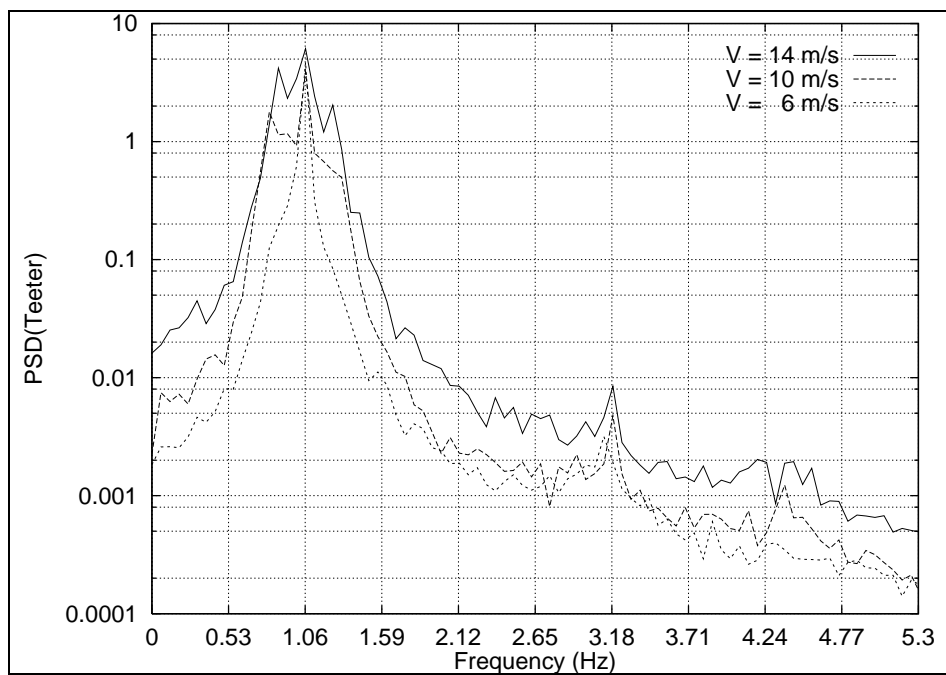
Figur 4-13 viser PSD af den elektriske effekt beregnet for drift. Energiniveauet ses at være højt ved 2P, ved tårnegenfrekvensen på 0.76 Hz samt omkring 1.2 Hz, der er drive-train egenfrekvensen.

Figur 4-14 viser PSD af rotor-aksialtrykket beregnet for drift. Der ses forhøjede energiniveauer ved tårnegenfrekvensen på 0.76 Hz, samt ved 2P og 4P.

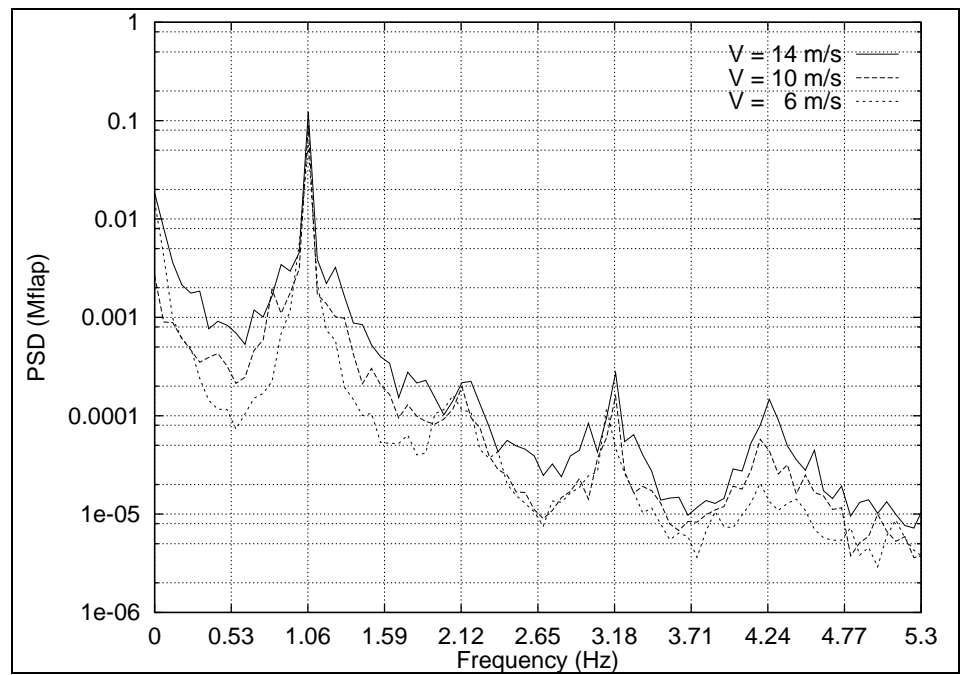
Figur 4-15 viser PSD af den vandrette vindhastighed i navcentrum for de beregnede tidsserier.



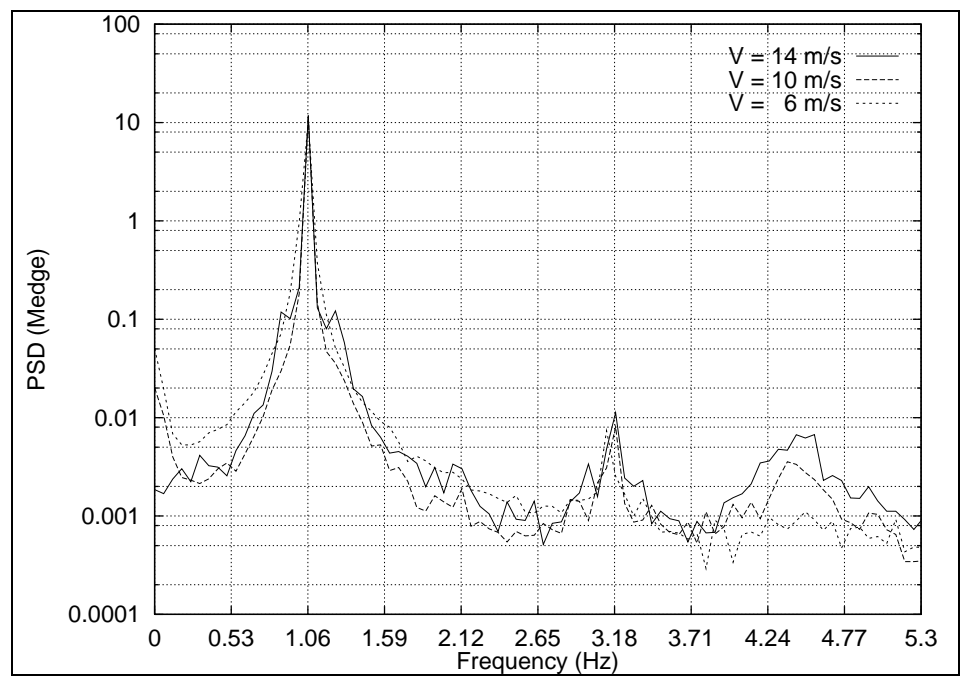
Figur 4-9 PSD af beregnet krøjeretning under drift.



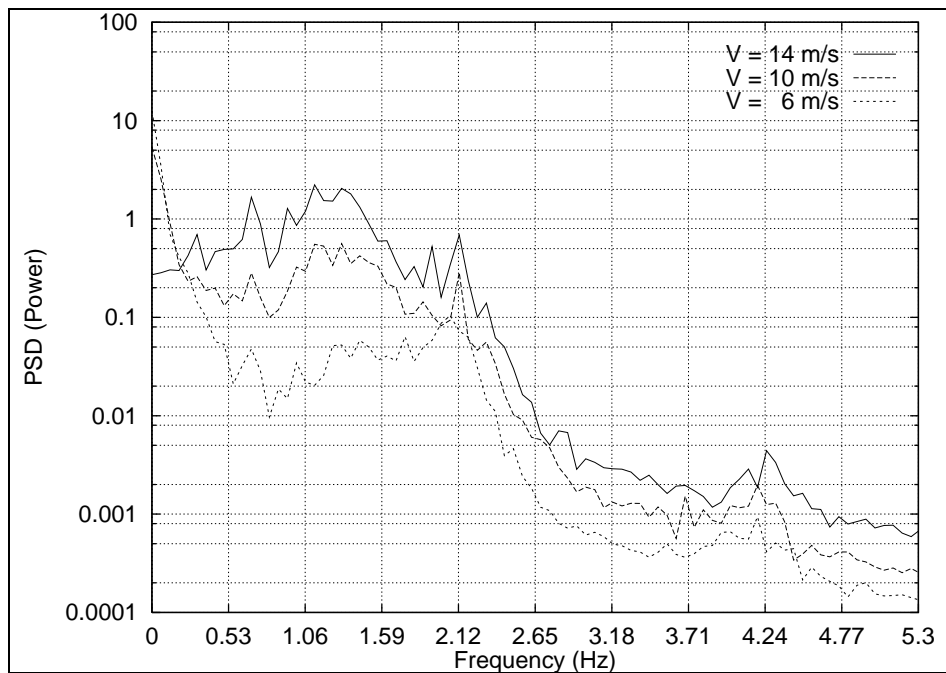
Figur 4-10 PSD af beregnet teeter-vinkel under drift.



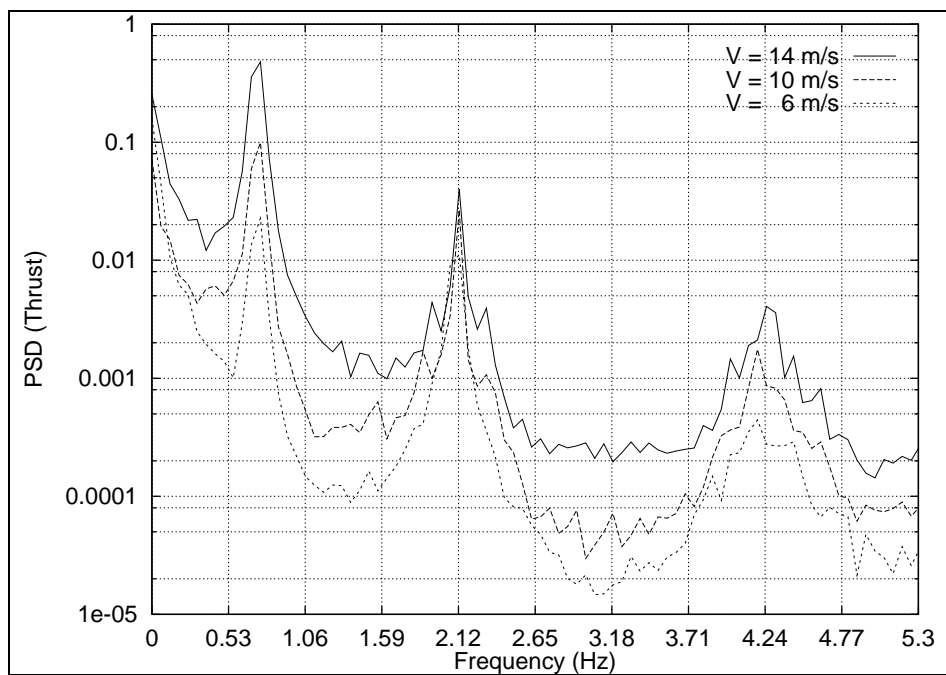
Figur 4-11 PSD af beregnet flaprodmoment under drift.



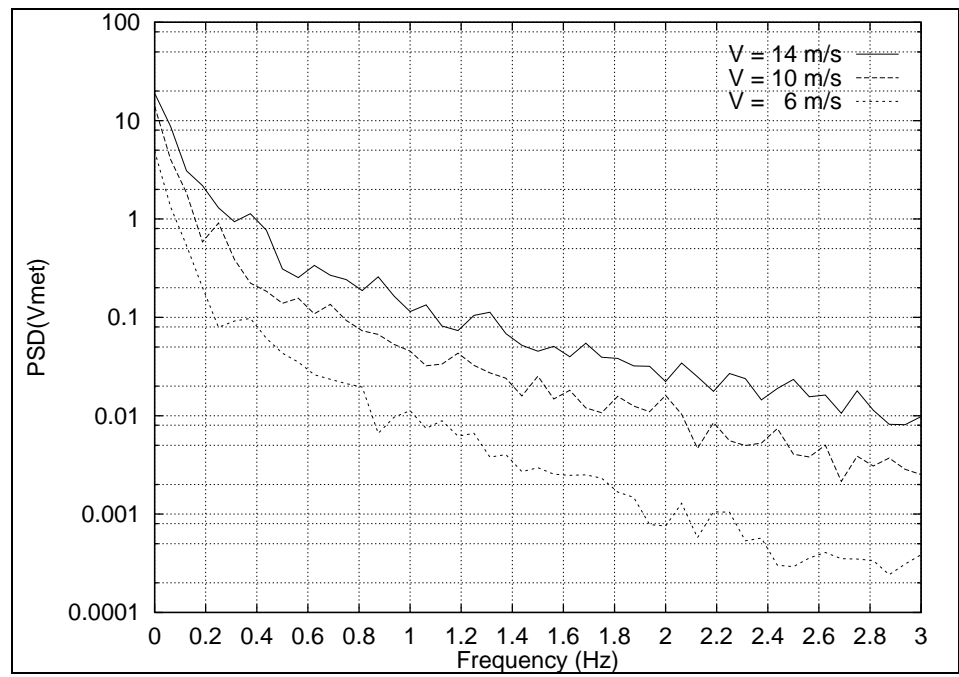
Figur 4-12 PSD af beregnet kantrodmoment under drift.



Figur 4-13 PSD af beregnet elektrisk effekt under drift.



Figur 4-14 PSD af beregnet rotor-aksialtryk under drift.



Figur 4-15 PSD af beregnet vindhastighed under drift.

4.7 Drift som forløber

Ved drift som forløber bøjes vingerne i flaphængslerne ind mod tårnet, og risikoen for at en vinge rammer tårnet er meget stor. Drift som forløber bør derfor forhindres, så vidt det er muligt.

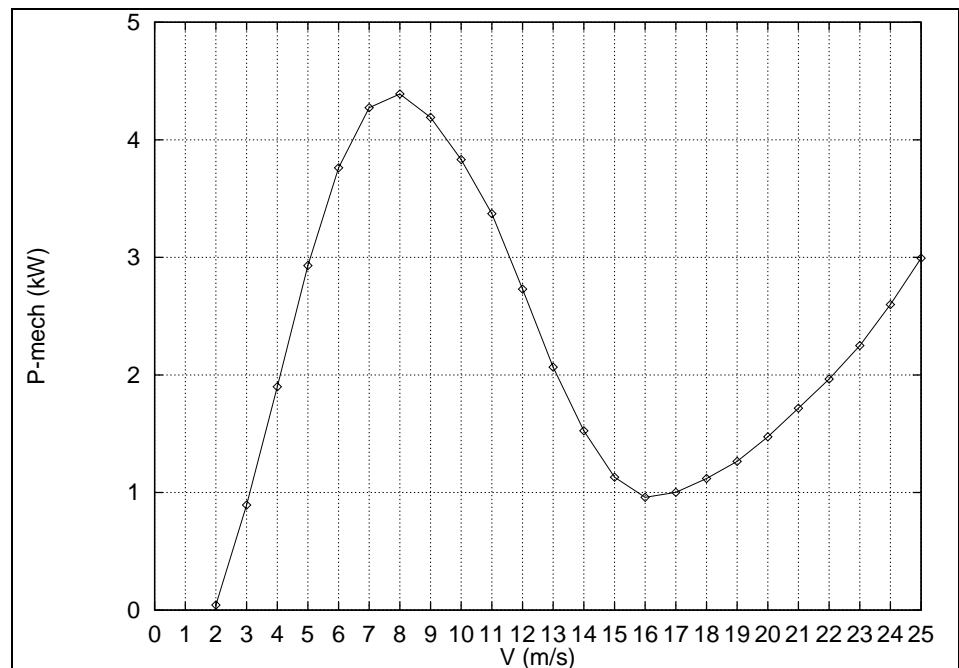
Ved drift omkring indkoblings-vindhastigheden på 3-4 m/s viste den fremstillede mølle sig ved et par lejligheder at krøje op som forløber. Ved drift omkring 6-8 m/s direkte i læ bag den 35 meter høje 550 kW Nordtank-mølle drejede den to-bladede mølle ca. 90° ud af vinden på grund af forskellen i vindhastighed mellem øverste og nederste halvdel af den lave to-vingede mølles rotorplan, og driften var krøjemæssigt meget ustabil – med risiko for krøjning til forløberdrift. Ved opstart fra stilstand kan man forestille sig, at møllen starter som forløber. Drift som forløber er altså en reel risiko for konceptet, og der gives derfor her nogle beregninger, som kan indgå i overvejelserne om problemet.

Figur 4-16 viser en beregnet middel-kurve for mekanisk effekt ved drift af møllen som forløber. Som input er brugt C_L - og C_D -dataene i Figur 4-17. Da tomgangstabet i gearkasse, generator og hovedlejer mm. anslås at være omkring 1 kW, ses det, at den elektriske effekt ved vindhastigheder i intervallet 3-25 m/s må forventes at være i intervallet 0-4 kW. Den mekaniske bremse kan derfor ved enhver vindhastighed bremse møllen, hvis rotoren kommer i bagvind (som forløber).

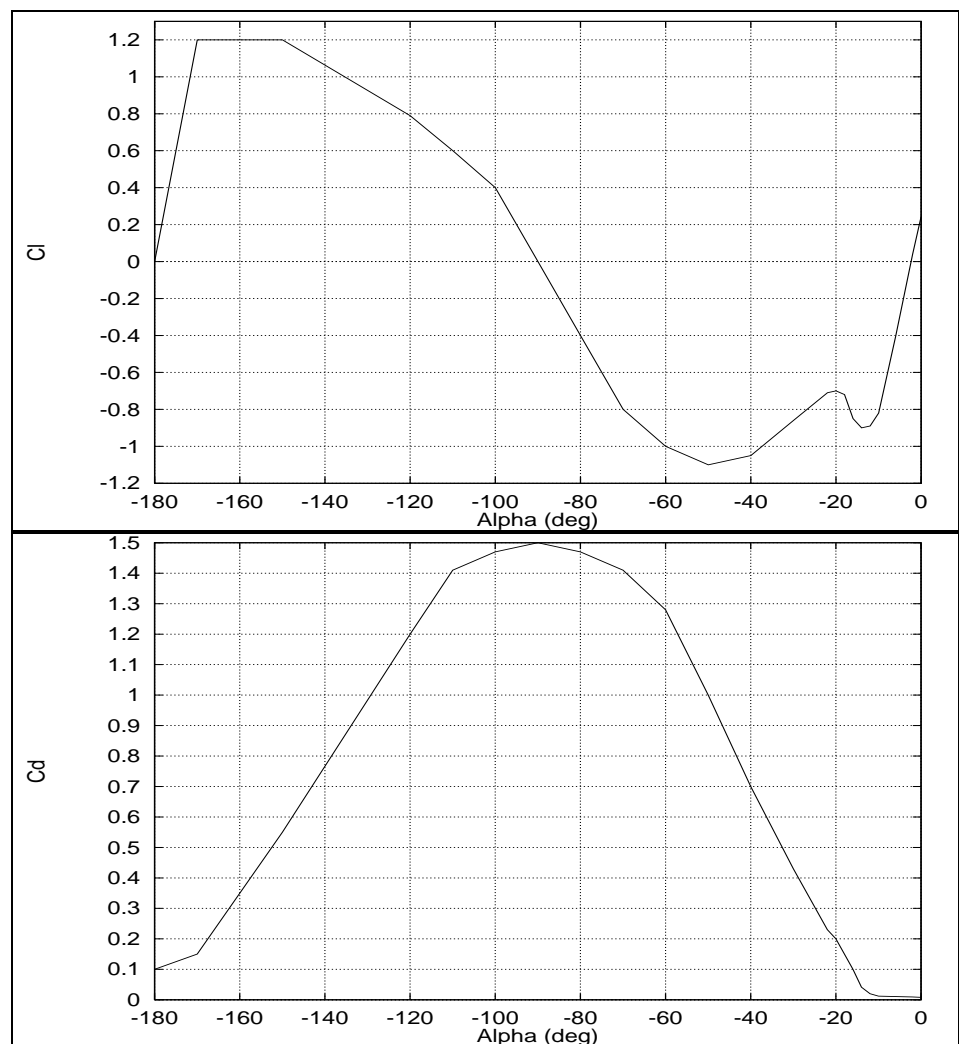
Figur 4-18 viser beregning af møllens krøje-opførsel ved drift som forløber ved konstant vindhastighed og vindretning, altså uden turbulens. Det ses, at møllen ikke kan stå stabilt som forløber ved vindhastigheder under 8 m/s og over 12 m/s. I intervallet 8-12 m/s ser der derimod ud til at være risiko for en situation med stabil drift som forløber.

Figur 4-19 viser beregning af møllens krøje-opførsel ved drift som forløber ved konstant vindhastighed på 10 m/s, men hvor vindretningen pludselig til tiden 10 sekunder springer fra 0° med henholdsvis 20°, 40° og 60°. Det ses, at vindretningsspringet – uanset størrelsen – ikke kan få møllen til at skifte væk fra forløbersituationen. Møllen er altså ved 10 m/s uhyre stabil overfor vindretningsændringer.

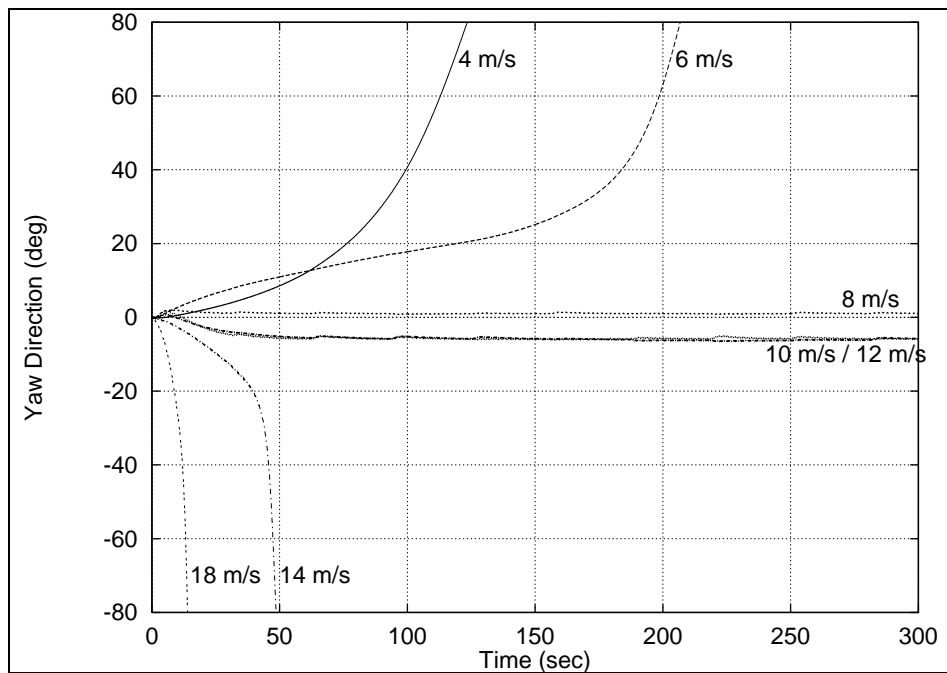
Figur 4-20 viser beregning af møllens krøje-opførsel ved drift som forløber ved middel vindhastighed på 10 m/s og turbulensintensitet på 15 %. Efter 100 sekunder søger møllen bort fra forløbersituationen. I perioden, hvor møllen er i drift som forløber, viser det nederste plot, at afstanden mellem bladtip og planet vinkelret på hovedakslen gennem teeter-centrum, maksimalt er 0.6 m ved rotorpositionen 180°, hvor tippen netop passerer tårnet, mod 1.2 m ved andre rotor-positioner (vandret til siden). Det betyder, at der er størst afstand til tårnets plan netop ved tårnpassage.



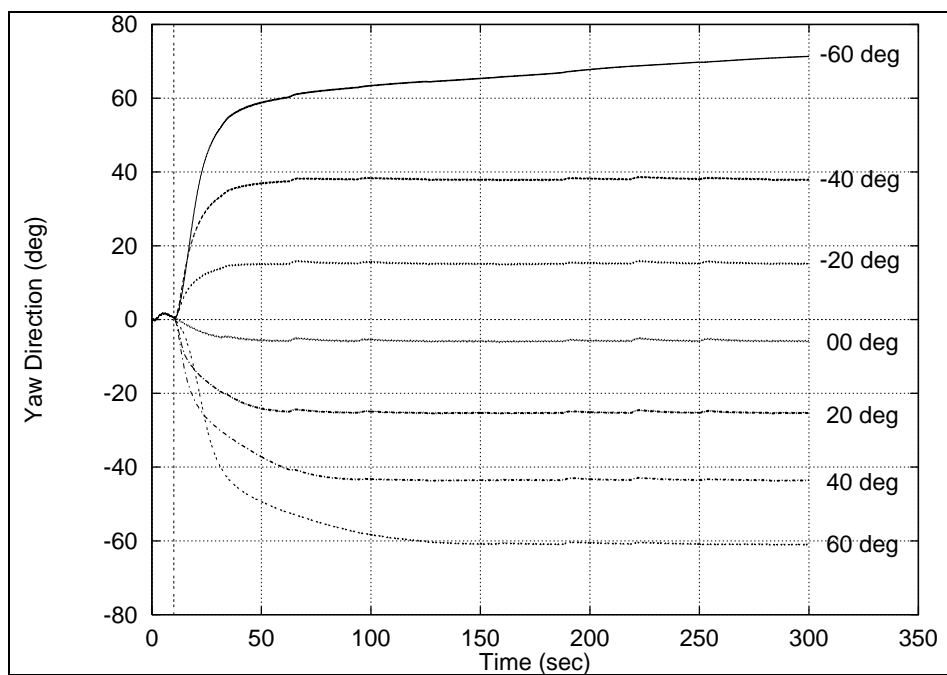
Figur 4-16 Effekt-kurve beregnet for drift som forløber.



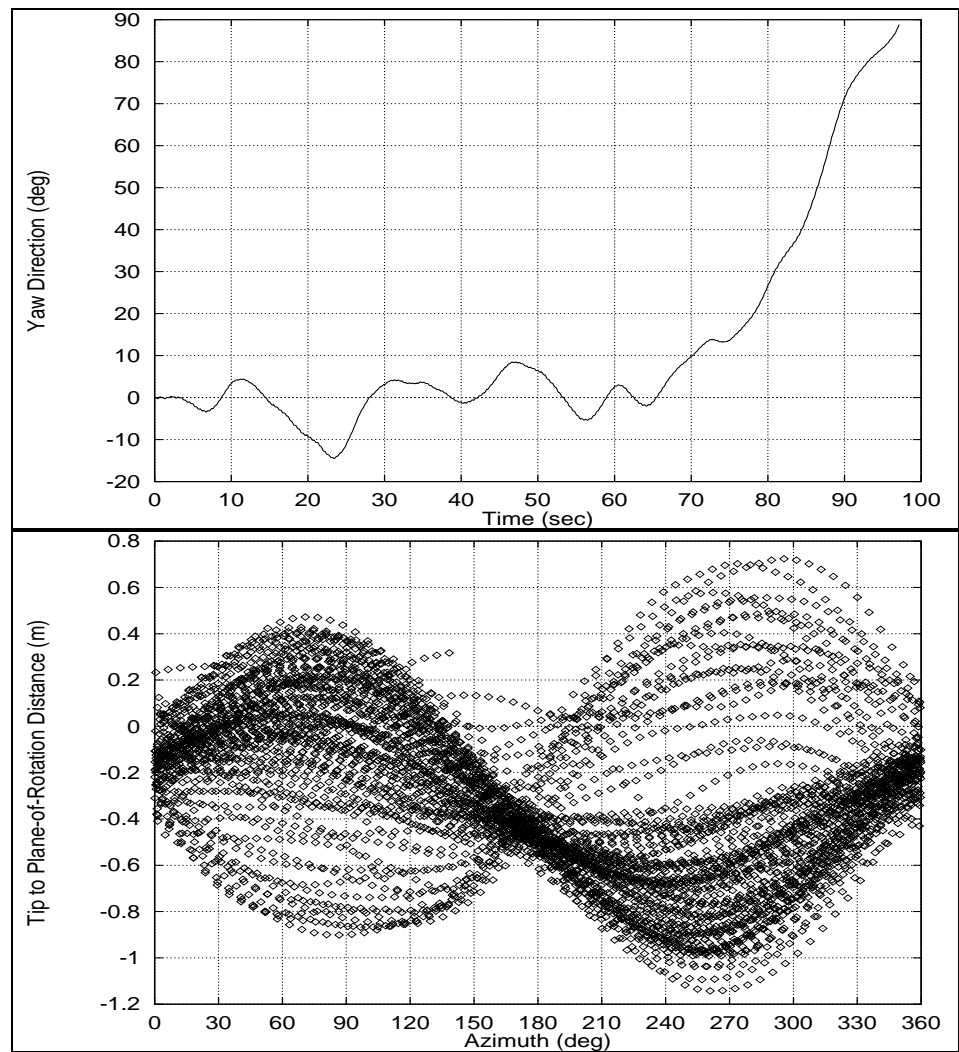
Figur 4-17 C_L - og C_D -data brugt ved forløber beregningerne.



Figur 4-18 Krøje-opførsel ved konstant vindhastighed og vindretning. I vindhastighedsintervallet 8-12 m/s er møllen stabil som forløber.



Figur 4-19 Krøje-opførsel som forløber ved 10 m/s og uden turbulens, men med pludseligt skift i vindretning til tiden 10 sekunder.



Figur 4-20 Drift som forløber med 15 % turbulens ved 10 m/s. Øverst tidsspor af krøjeretningen og nederst tidsspor af afstand fra blad-tip til planet vinkelret på hovedakslen gennem teeter-centrum. Tårnet passeres ved 180° azimuth.

5. Beregninger i stilstand

Beregninger for stilstand viser i dette kapitel, at det ekstreme aksialtryk for møllen med flaphængslede vinger kun er det halve af værdien for møllen med stiv rotor. Noget lignende gør sig gældende for flapmomentet.

5.1 Ekstremlaster

Tabel 5-1 viser for stilstand middelværdier af beregninger med HawC af koningsvinkler, flaprodmomenter og aksialtryk (thrust) ved forskellige vindhastigheder. Udgangspunktet er 10° bagudkoning af vingerne i ubelastet tilstand, og søjlen, som kaldes “drejning” i Tabel 5-1, angiver vinkeldrejningen i flaplejerne ud fra dette udgangspunkt.

Figur 5-1 viser for stilstand middelværdier af aksialtryk, flapmoment og koningsvinkel for en stiv ukonet rotor og for en flaphængslet rotor. Middelværdien af såvel aksialtryk som flaprodmoment ses for den flaphængslede mølle at være væsentligt mindre end for møllen med stiv rotor, og årsagen er naturligvis koningen (bladdrejningen i flap-hængslerne).

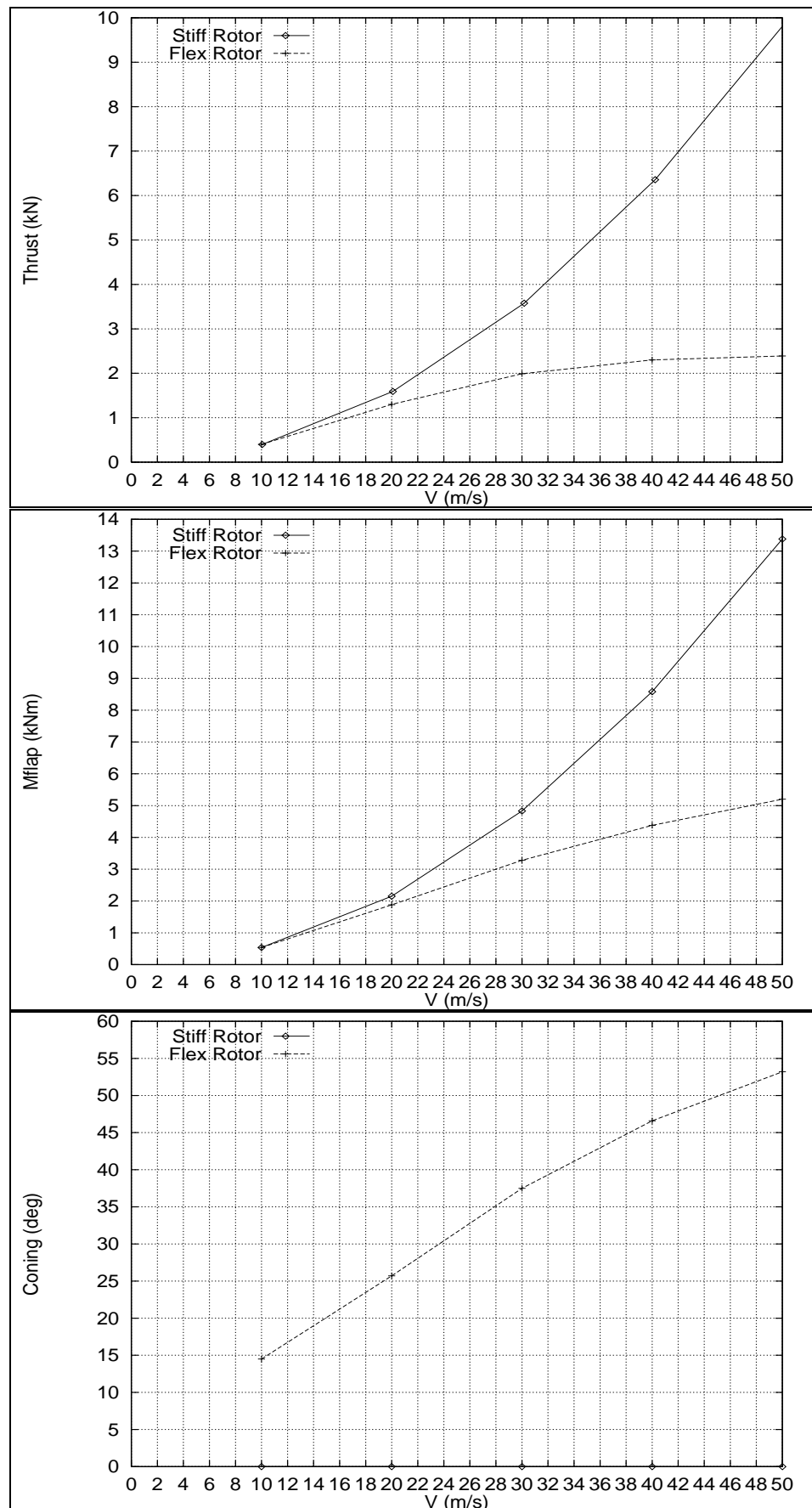
Figur 5-2 viser for stilstand middelværdier, maksimumsværdier og minimumsværdier for 300 sekunders beregninger ved 12% turbulensintensitet for forskellige parametre henholdsvis for møllen med stiv rotor og for møllen med flaphængslet rotor. Det ses, at de ekstreme maksimumsværdier af aksialtrykket er omkring halvt så store for den flaphængslede rotor, som for den stive rotor.

For den flaphængslede rotor er vingerodens vinkeldrejning imidlertid så stor, at lasten vil overgå flex-beam’ens styrke. Derfor er det hensigten, at rotoren skal kones aktivt i den situation - sådan som det er vist i Kapitel 9.

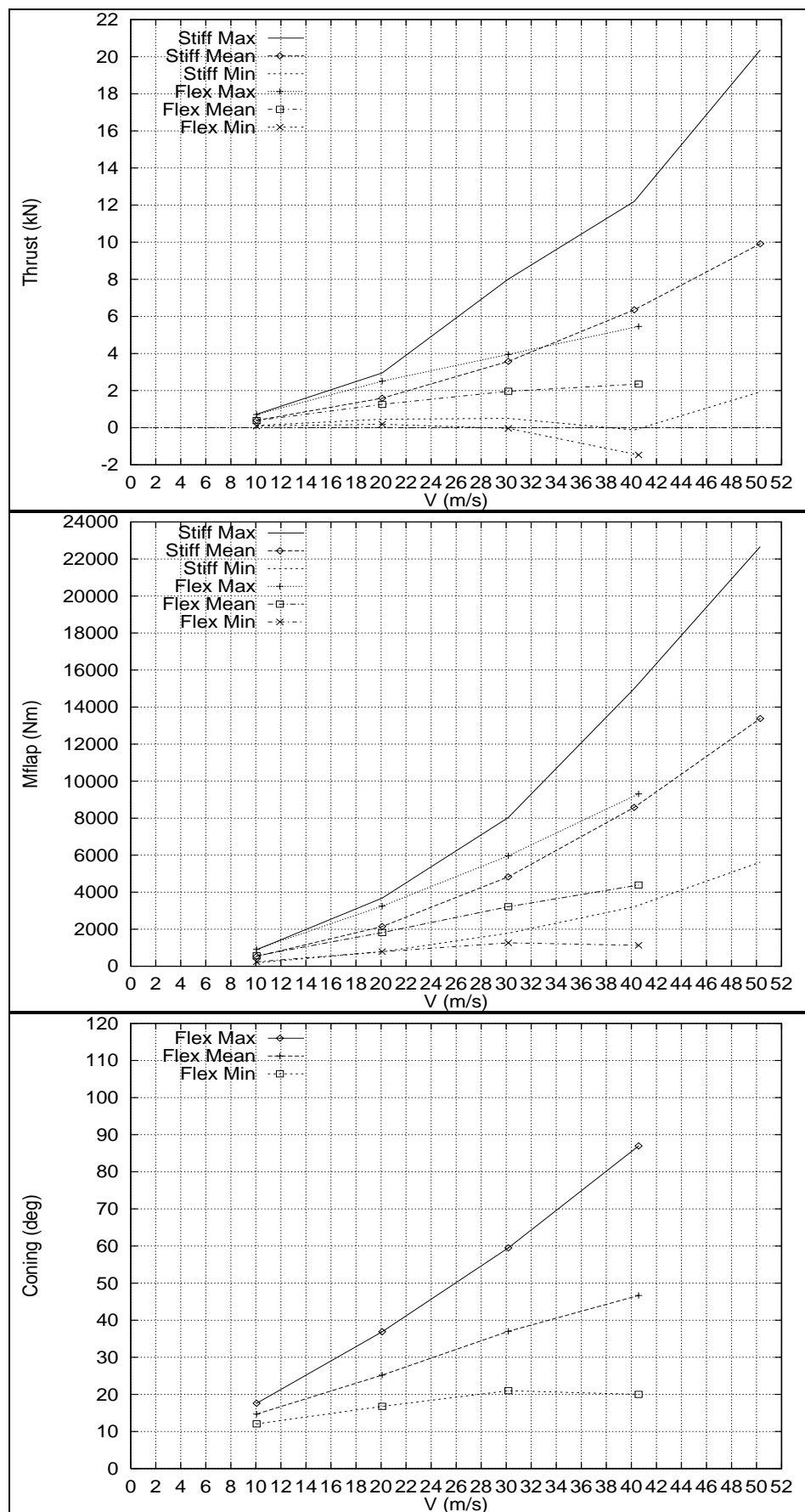
Tabel 5-1 Beregnede middelværdier af koningsvinkler, flaprodmomenter og aksialtryk for den flaphængslede fleksible rotor i stilstand ved forskellige vindhastigheder.

V [m/s]	Koning [°]	Drejning [°]	Mflap [kNm]	Thrust [kN]
0	10.0	0.0	0.00	0.00
10	14.5	4.5	0.54	0.40
20	25.7	15.7	1.88	1.30
30	37.5	27.5	3.28	1.99
40	46.6	36.6	4.38	2.30
50	53.2	43.2	5.20	2.39

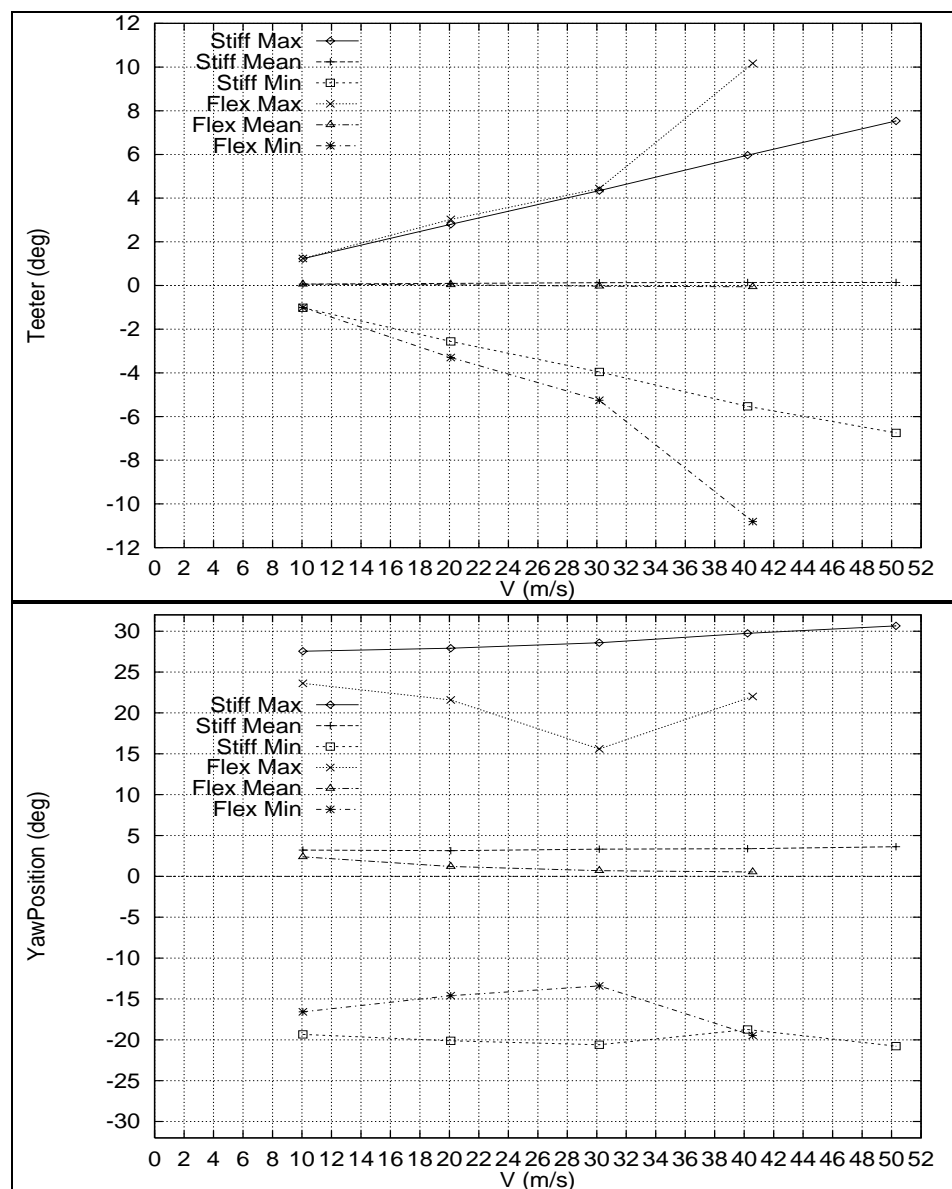
Figur 5-3 viser data for teetervinkel og krøjeposition svarende til Figur 5-2.



Figur 5-1 Middelverdier af aksialtryk, konings-vinkel og flaprodmoment for en mølle med henholdsvis flaphængslede og flap-stive vinger.



Figur 5-2 Statistik for stilstand af aksialtrykt, flaprodmoment og koningsvinkel for en teeter-mølle med henholdsvis flaphængslede og med flap-stive vinger.



Figur 5-3 Statistik for stilstand af teeter-vinkel og krøje-position for en teeter-mølle med flaphængslede og med flap-stive vinger.

5.2 Power-spektre af beregninger i stilstand

I dette afsnit er vist power-spektre af beregninger for stilstand med rotoren parkeret vandret ved 20 m/s og 12% turbulensintensitet, af krøje-retning, teeter-vinkel, flaprodmoment, kantrodmoment, rotor-aksialtryk og vindhastighed i navcentrum.

Figur 5-4 viser PSD af krøjeretningen beregnet for stilstand. Omkring 0.2 Hz ses et forhøjet energiniveau, som skyldes egensvingningen, hvor nacellen krøjer frit fra side til side i modfase med rotorens drejning omkring teeterlejet – teeterstivheden bestemmer egenfrekvensen.

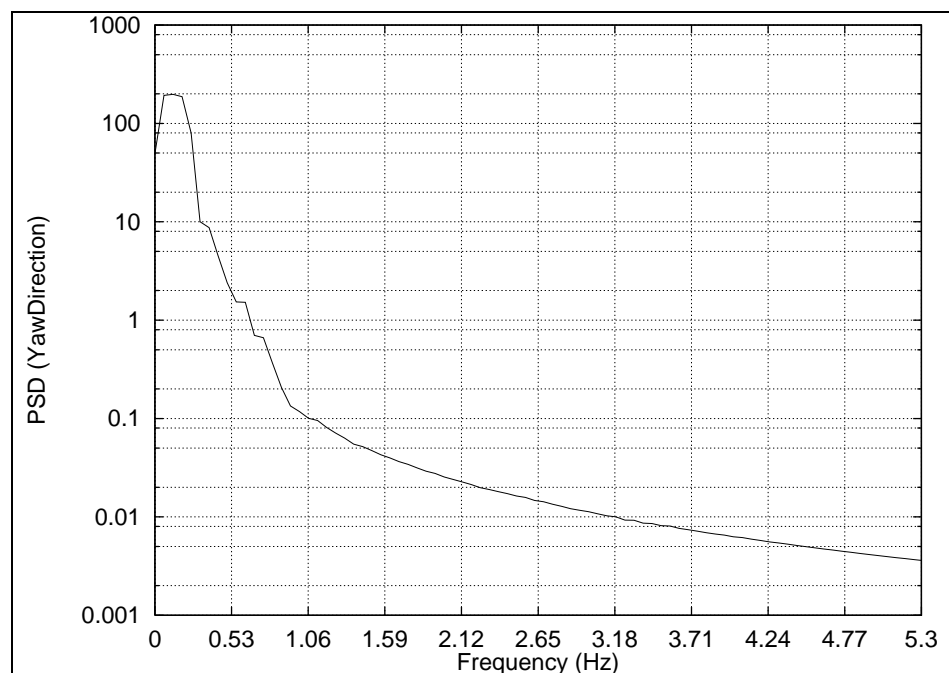
Figur 5-5 viser PSD af teetervinklen. Energiniveauet er højt ved 0.2 Hz, hvilket skyldes den ovenfor omtalte egensvingning, hvorved nacellen krøjer frem og tilbage med en frekvens på 0.2 Hz.

Figur 5-6 viser PSD af flaprodmomentet. Energiniveauet er højt ved 0.55 Hz, som er den symmetriske flap-egenfrekvens.

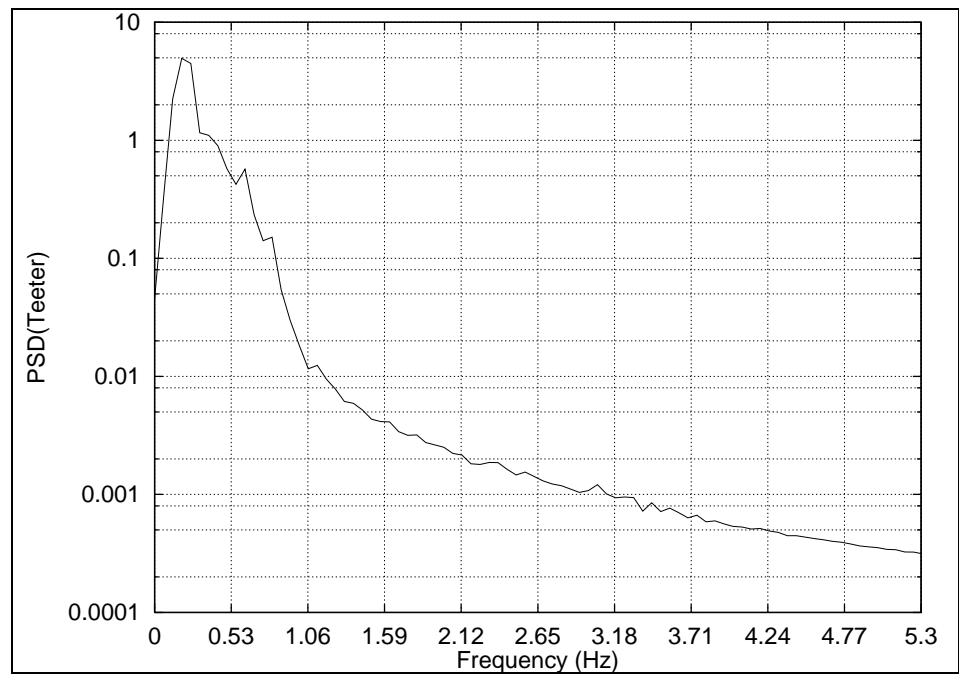
Figur 5-7 viser PSD af kantrodmomentet. Energiniveauet er forhøjet ved 0.55 Hz, som er flap-egenfrekvensen, ved 1.2 Hz som er drive-train egenfrekvensen og ved 3.3 Hz, som er den koblede kantvise egenfrekvens.

Figur 5-8 viser PSD af rotor-aksialtrykket. Energiniveauet ses at være højt ved symmetrisk flap-egenfrekvens på 0.55 Hz, ved tårnegenfrekvensen på 0.76 Hz, samt omkring 1.2 Hz, der er drive-train egenfrekvensen, og ved 3.3 Hz der er den ovenfor nævnte koblede svingning.

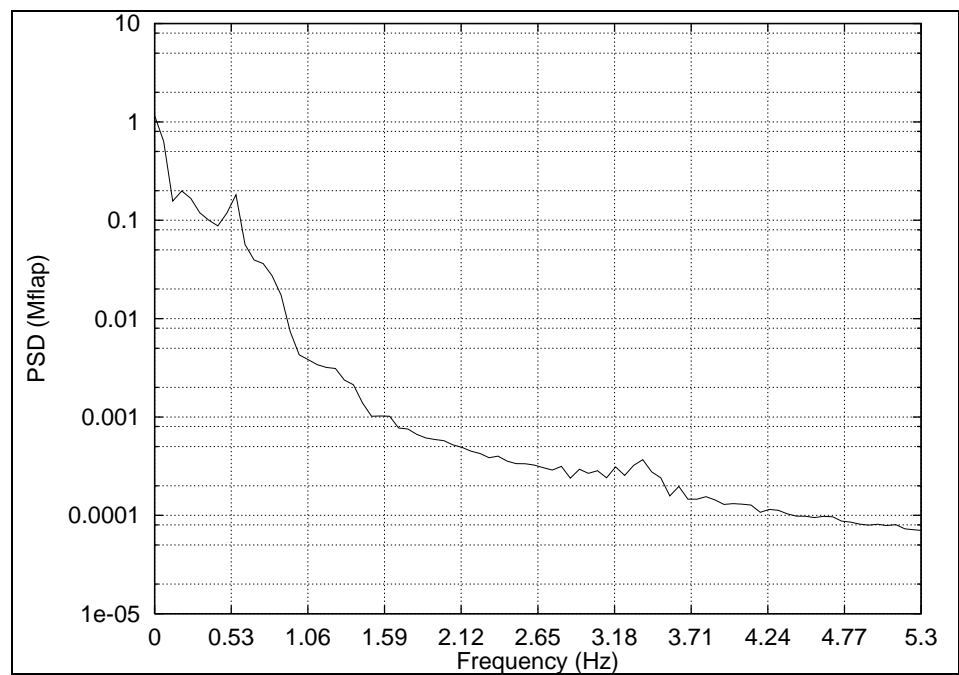
Figur 5-9 viser PSD af den vandrette vindhastighed i navcentrum for de beregnede tidsserier.



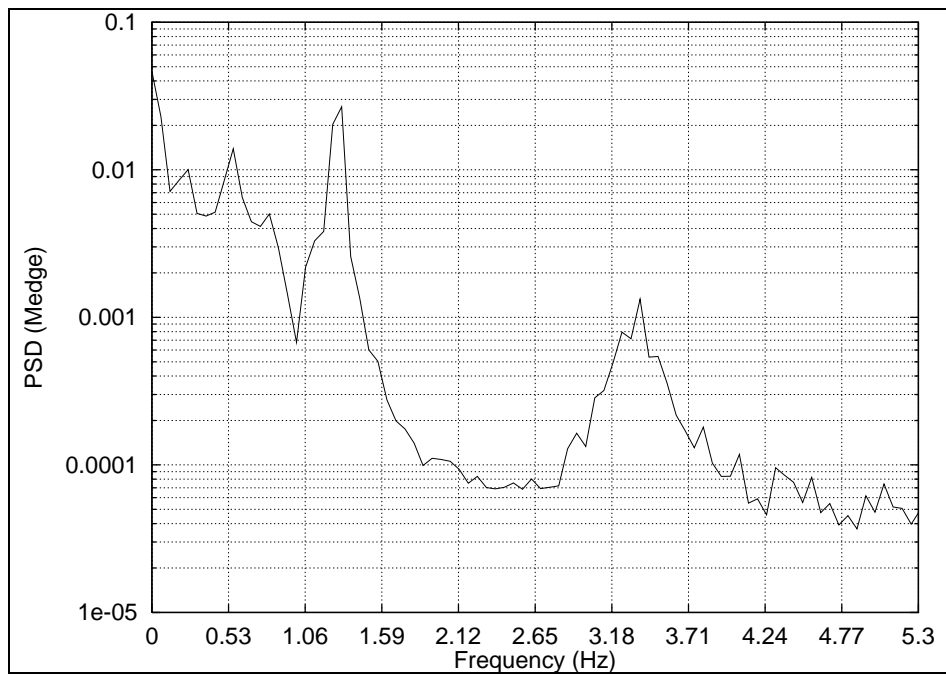
Figur 5-4 PSD af beregnet krøjeretning i stilstand.



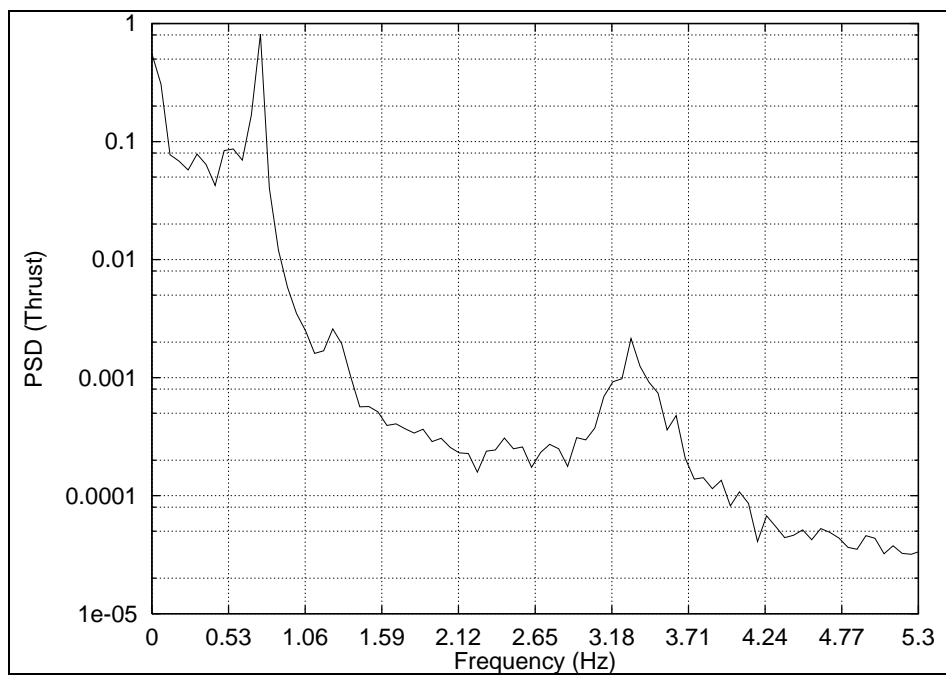
Figur 5-5 PSD af beregnet teeter-vinkel i stilstand.



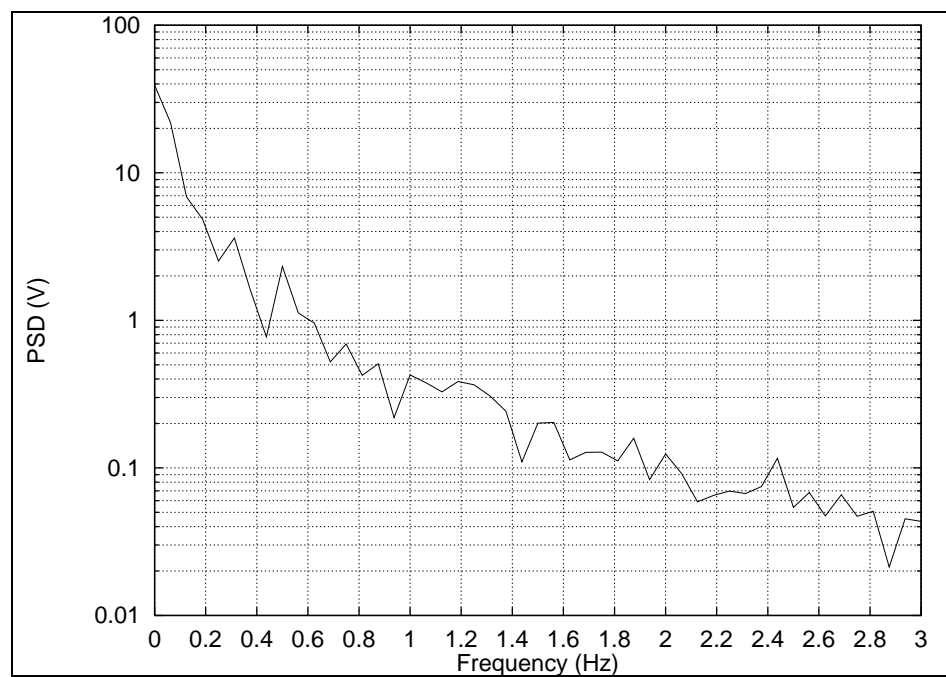
Figur 5-6 PSD af beregnet flaprodmoment i stilstand.



Figur 5-7 PSD af beregnet kantrodmoment i stilstand.



Figur 5-8 PSD af beregnet rotor-aksialtryk i stilstand.



Figur 5-9 PSD af beregnet vindhastighed i stilstand.

6. Drift og stilstand sammenlignet

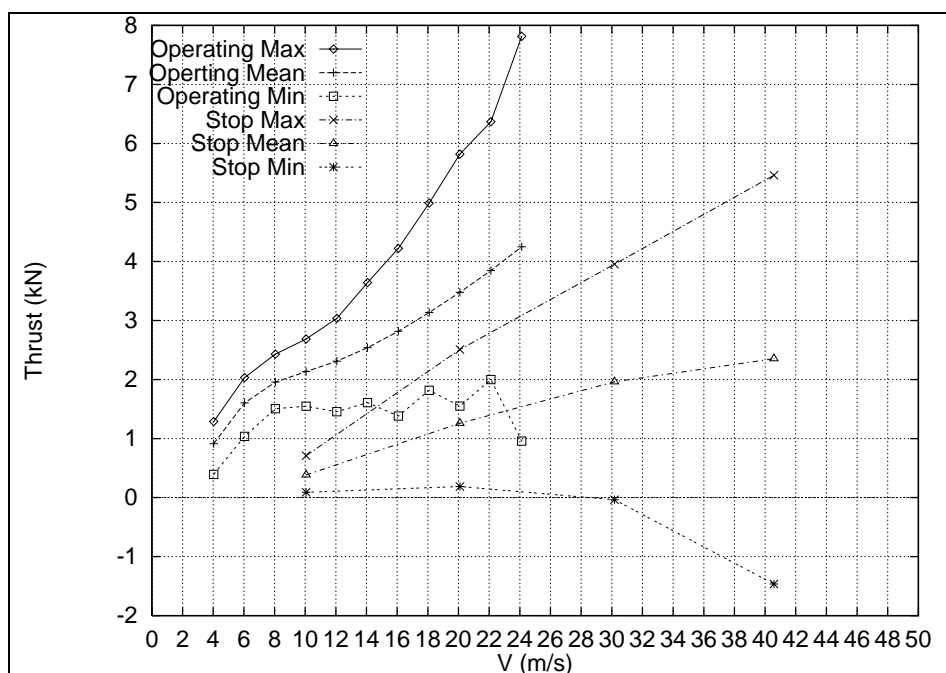
For danske forhold er en 10-minutters middelvindhastighed for driftstop på 25 m/s realistisk og en ekstrem 10-minutters middelvindhastighed på 40 m/s er realistisk.

Figur 6-1 viser statistik for beregnet aksialtryk i stilstand og drift fra Kapitel 4 og 5. Det fremgår, at den ekstreme maksimale værdi for aksialtrykket er omkring 8 kN i drift ved 25 m/s og 5,5 kN ved stilstand ved 40 m/s.

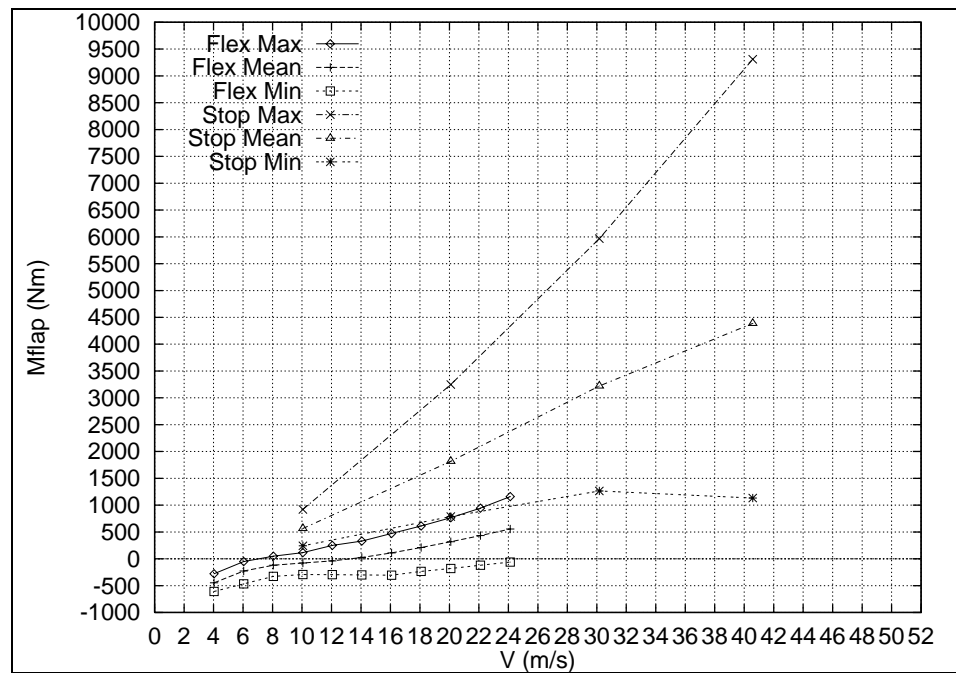
Figur 6-2 viser statistik for beregnet flapmoment i stilstand og drift fra Kapitel 4 og 5. Det fremgår at flaprodmomentet er meget mindre i drift end i stilstand – naturligvis på grund af centrifugalkraften. Det fremgår også, at det ekstreme maksimale flaprodmoment er omkring 9 kNm ved 40 m/s.

Dette svarer til en drejning i flaphængslet på 1,3 radian (flaphængsel-stivheden er 7 kNm/rad). Altså at vingen drejer fra 10° bagudkoning i ubelastet tilstand til 85° i den ekstreme situation. Så langt bør flaphængslerne kunne arbejde.

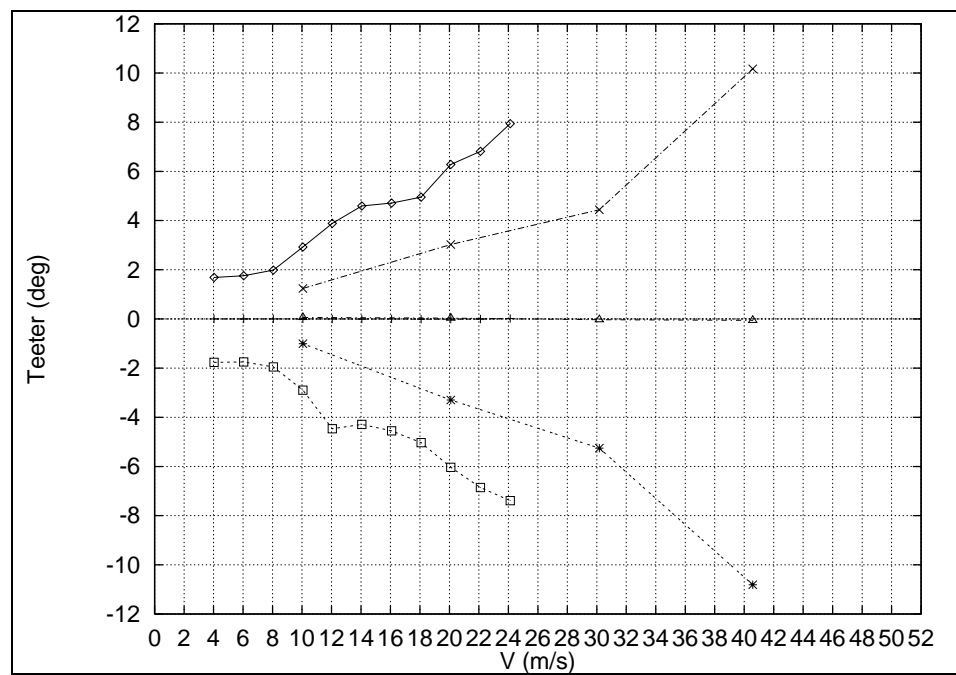
Figur 6-3 viser statistik for beregnet teeter-vinkel i stilstand og drift fra Kapitel 4 og 5. Det fremgår at teeter-vinklen i stilstand er mindre end i drift ved den tilsvarende vindhastighed. Men også at teeter-vinklen i stilstand ved 40 m/s er større end i drift ved 25 m/s.



Figur 6-1 Statistik for beregnet aksialtryk i stilstand og drift for den flaphængslede rotor.



Figur 6-2 Statistik for beregnet flaprodmoment i stilstand og drift for den flaphængslede rotor.



Figur 6-3 Statistik for beregnet teeter-vinkel i stilstand(10-40 m/s) og drift(4-24 m/s) for den flaphængslede rotor.

7. Målinger i drift

Målingerne på møllen er foretaget primært med det formål at verificere, at det design, som blev resultatet af konstruktionsprocessen, har de ønskede egenskaber på mere overordnet niveau. Målingerne har således til formål at verificere konceptets egenskaber snarere end at verificere den aeroelastiske model. Beregningerne, som er vist i de foregående kapitler, er således udført på forhånd ved forskellige definerede driftsbetingelser. Præcis de samme betingelser er ikke opnået ved målingerne og der er ikke foretaget yderligere beregninger. Ambitionen har dermed ikke været en detaljeret sammenligning af målinger og beregninger f.eks. i form af grafer på samme plot. Dertil har præcisionen og mængden af målinger ikke været tilstrækkelig. Møllens konstruktion og instrumenteringen har ikke i alle tilfælde gjort det muligt at opnå en ”ren” måling af tilsvarende beregnede parametre. Det gælder f.eks. kantmomentet. For visse parametre er det derfor valgt at lade målingerne være ukalibrerede. Det gælder bl.a. tårnmomentet, der måles som træk i en wire og derfor er følsom for forspændingen. I disse tilfælde kan enhederne på f.eks. powerspektre ikke tillægges betydning.

En overordnet sammenholdelse af målinger i de følgende kapitler med beregningerne i de foregående kapitler er derimod yderst relevant.

7.1 Hoveddata for test-møllen

Møllen er vist i Figur 7-1 og nogle hoveddata er gengivet i Tabel 7-1.

Tabel 7-1 Hoveddata for den fremstillede mølle.

Nav-højde [m]	15.36
Rotor-diameter [m]	13.00
Nav-diameter [m]	1.40
Synkron omdrejningshastighed [rpm]	62.4
Slip [%]	1.8
Nominel effekt [kW]	15.0
Koning (ubelastet flapleje-vinkel) [°]	10.0
Struktur-pitch [°]	8.0
Nacelle-masse [kg]	1200
Blad-masse (uden flexbeam) [kg]	70.0
Flexbeam-masse (uden indspænding) [kg]	15.0
Flexbeam stivhed (normal drift) [Nm/rad]	7000
Flexbeam stivhed (forvind drift) [Nm/rad]	12000
Afstand tårn-center til rotor-center [m]	1.50
Tipvinkel [°]	0



Figur 7-1 Den fleksible to-bladede mølle under målekampagnen.

7.2 Vindhastighed

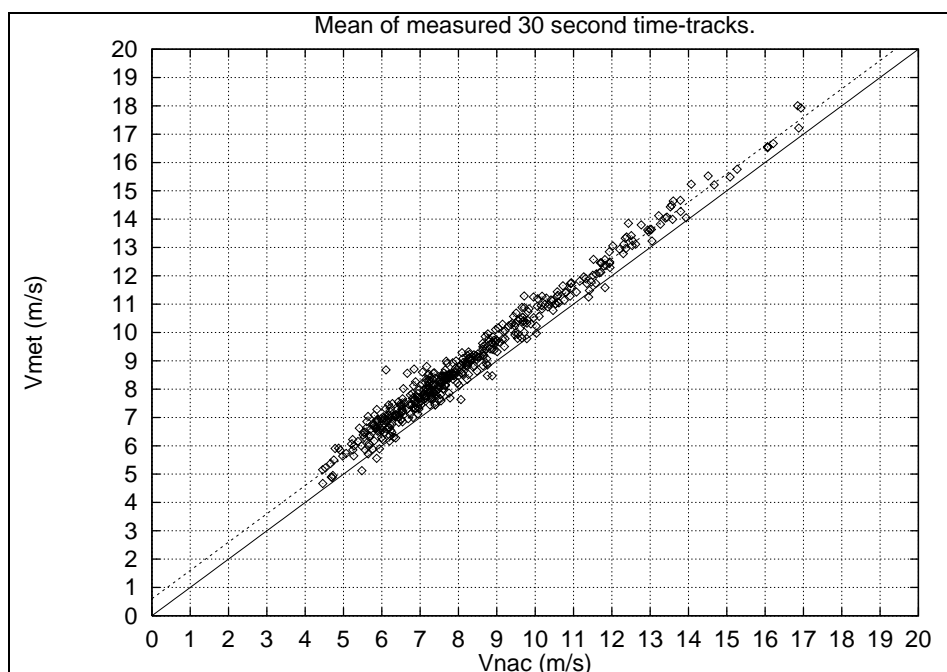
Vindhastigheden blev målt på meteorologimasten 50 meter foran møllen og på et anemometer i nacellens forende, d.v.s. under minimal indflydelse af rotoren.

Hvert enkelt data-punkt præsenteret i dette kapitel refererer til et målt 30 sekunders tidsspor.

I Figur 7-2 er vist vindhastigheden målt i meteorologimasten, V_{met} , mod vindhastigheden målt i nacellen, V_{nac} , under drift af møllen ved vindretning direkte fra meteorologimasten mod møllen ($\pm 30^\circ$). Det fremgår, at det er en god tilnærmelse at antage, at den frie vindhastighed, V , er lig vindhastigheden målt i nacellen, V_{nac} , plus 0.6 m/s. Altså:

$$V = V_{\text{nac}} + 0.6 \text{ m/s.}$$

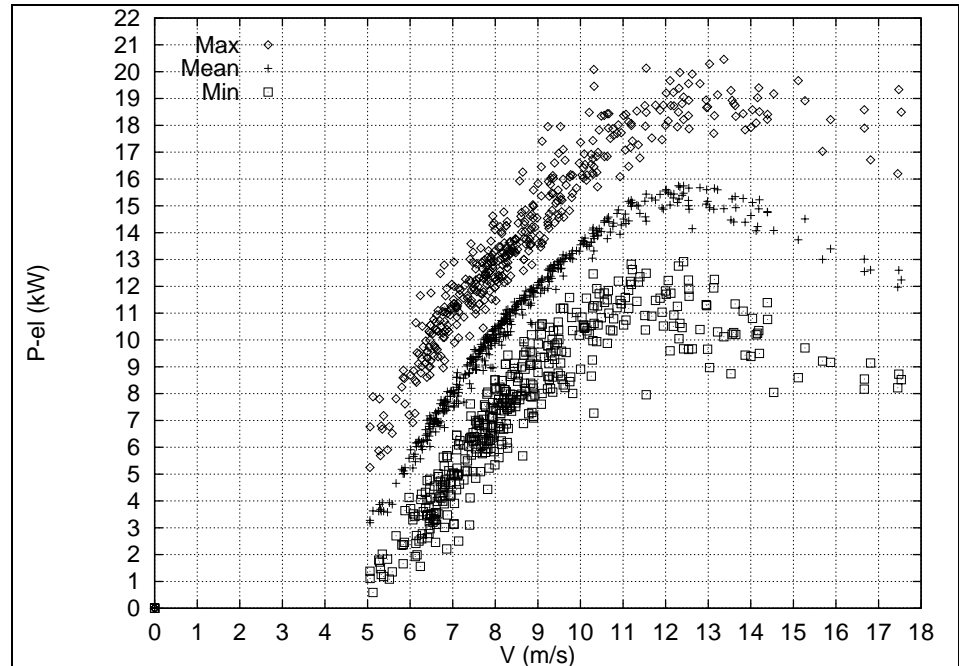
Denne antagelse er brugt i de rapporterede målinger.



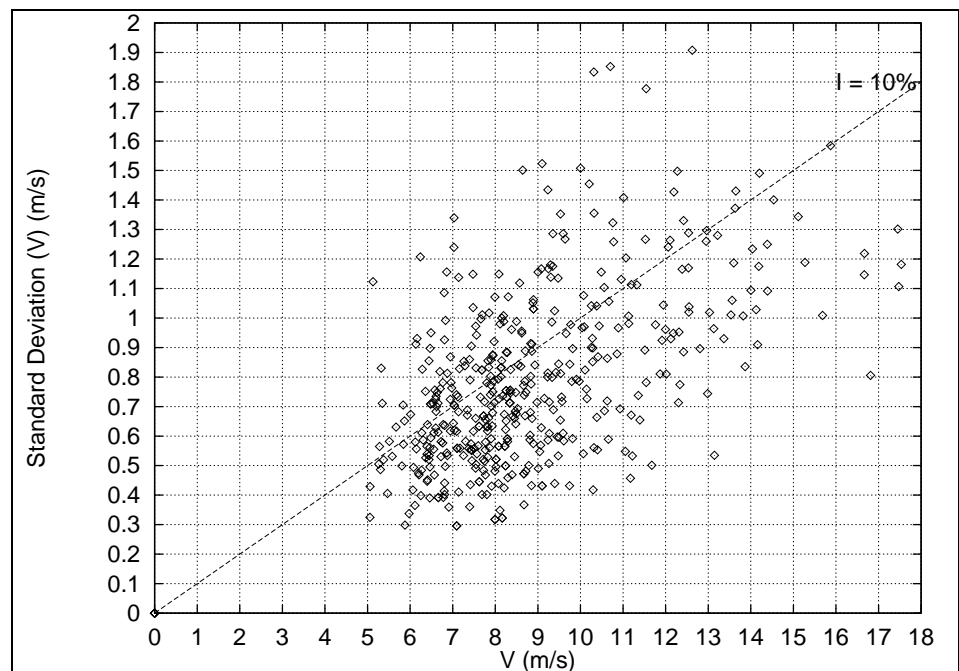
Figur 7-2 Vindhastigheden målt i meteorologimasten, V_{met} , mod vindhastigheden målt i nacellen, V_{nac} . $V_{\text{nac}} \cdot V_{\text{met}} \approx V_{\text{nac}} + 0.6 \text{ m/s}$.

7.3 Effektkurve

Figur 7-3 viser statistik for målt elektrisk effekt. Hvert gengivet punkt er baseret på et 30 sekunders tidsspor. Kun målinger ved vindretninger fra målemasten $\pm 30^\circ$ er gengivet. De tilhørende standardafvigelser på vindhastigheden er vist i Figur 7-4, og det ses at turbulensintensiteten, baseret på 30 sekunders tidsspor, i gennemsnit har ligget lidt under 10%.



Figur 7-3 Målt elektrisk effekt.

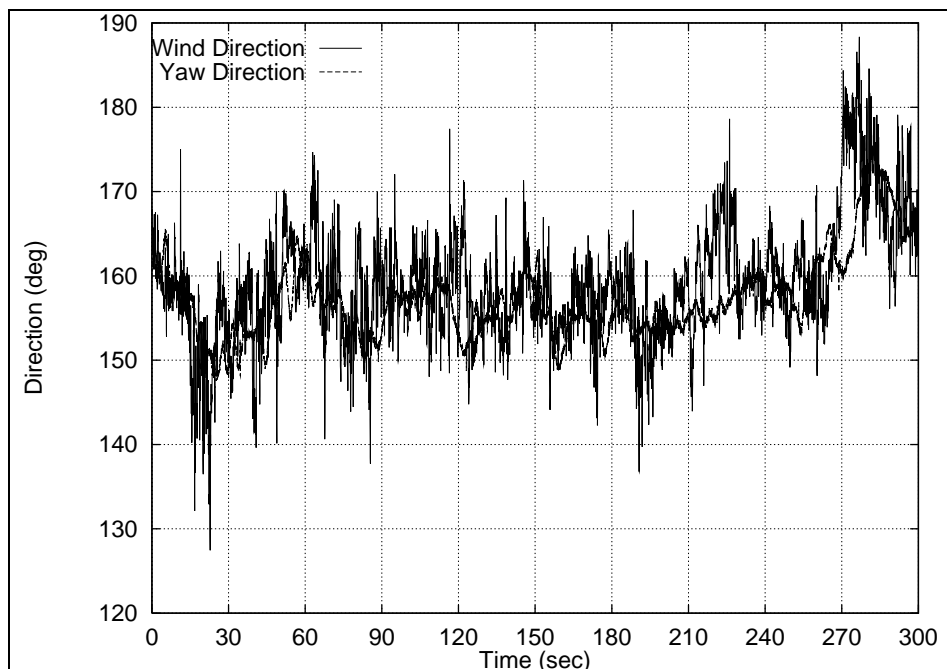


Figur 7-4 Standard afvigelse af vindhastighederne hørende til målt elektrisk effekt i Fig. 7-3.

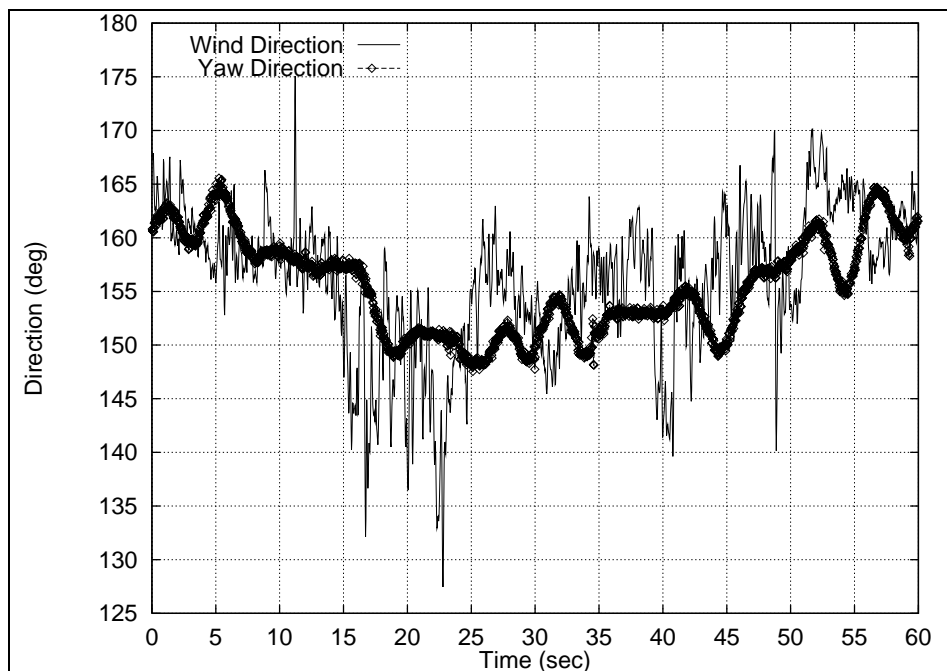
7.4 Krøjning

Møllens krøje-opførsel i drift illustreres i Figur 7-5 og 7-6 ved samtidigt målte tidsspor af møllens krøjeretning og af vindretningen på målemasten 50 m foran møllen.

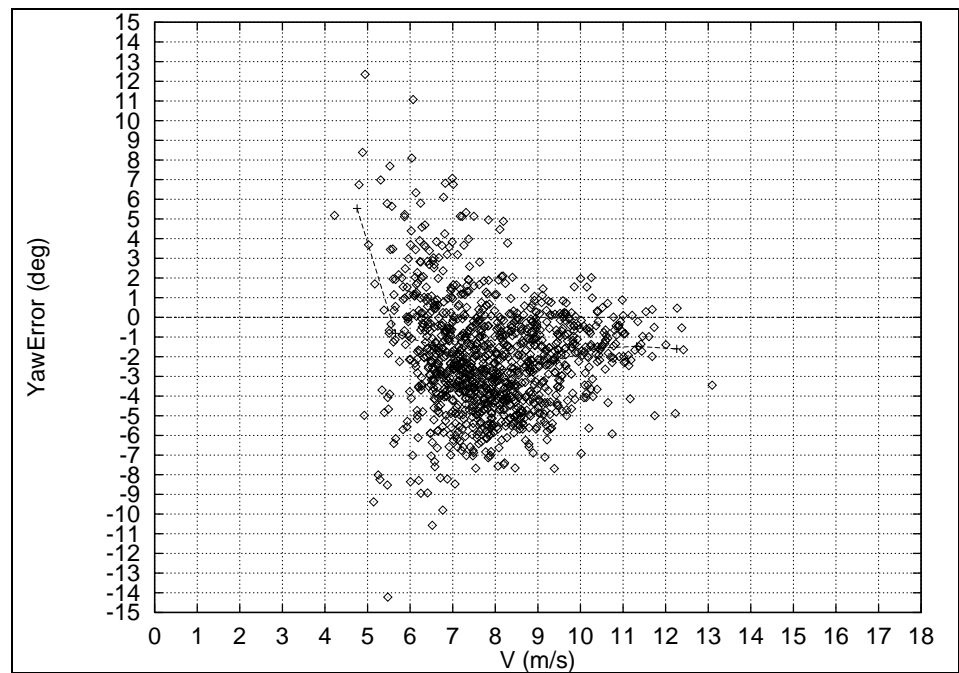
Figur 7-7 viser middelværdier for målte 30 sekunders tidsspor af krøjefejlen (krøjeretning – vindretning).



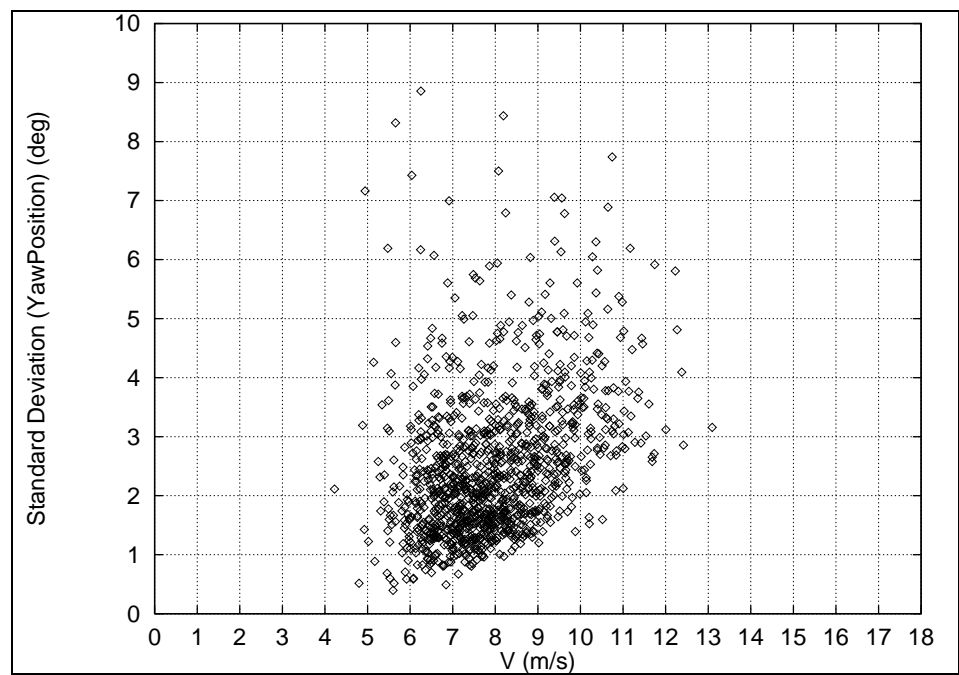
Figur 7-5 Målt tidsspor af krøjeretning for møllen og vindretning på meteorologimasten ved $V = 10.3$ m/s.



Figur 7-6 Første 60 sekunder af tidssporet i Figur 7-5.



Figur 7-7 Middelværdier af målte 30 sekunders tidsspor af krøje fejl.

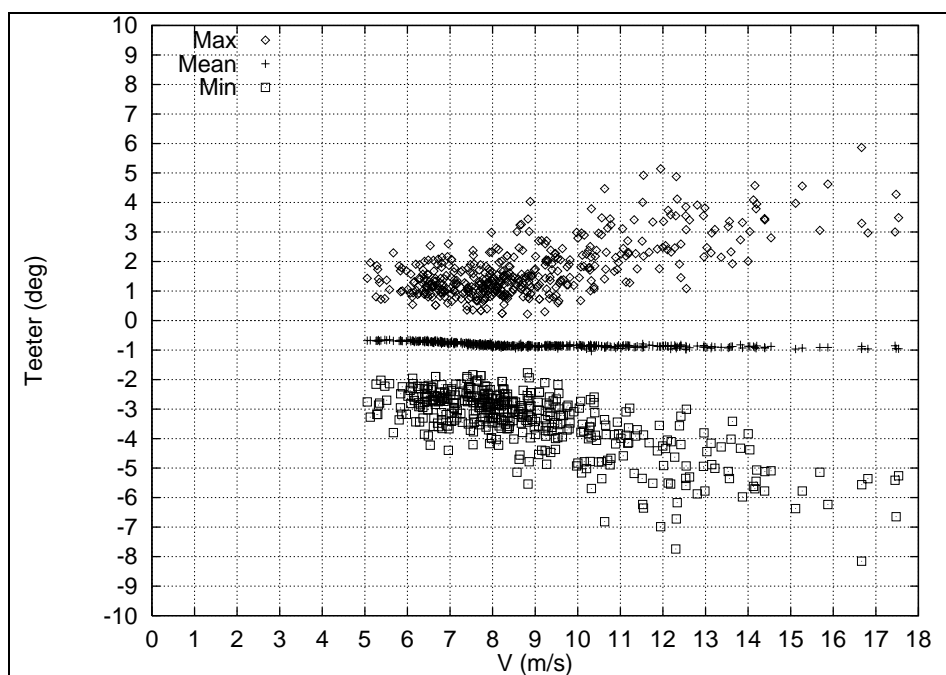


Figur 7-8 Standard afvigelse af målte 30 sekunders tidsspor af krøjeretning.

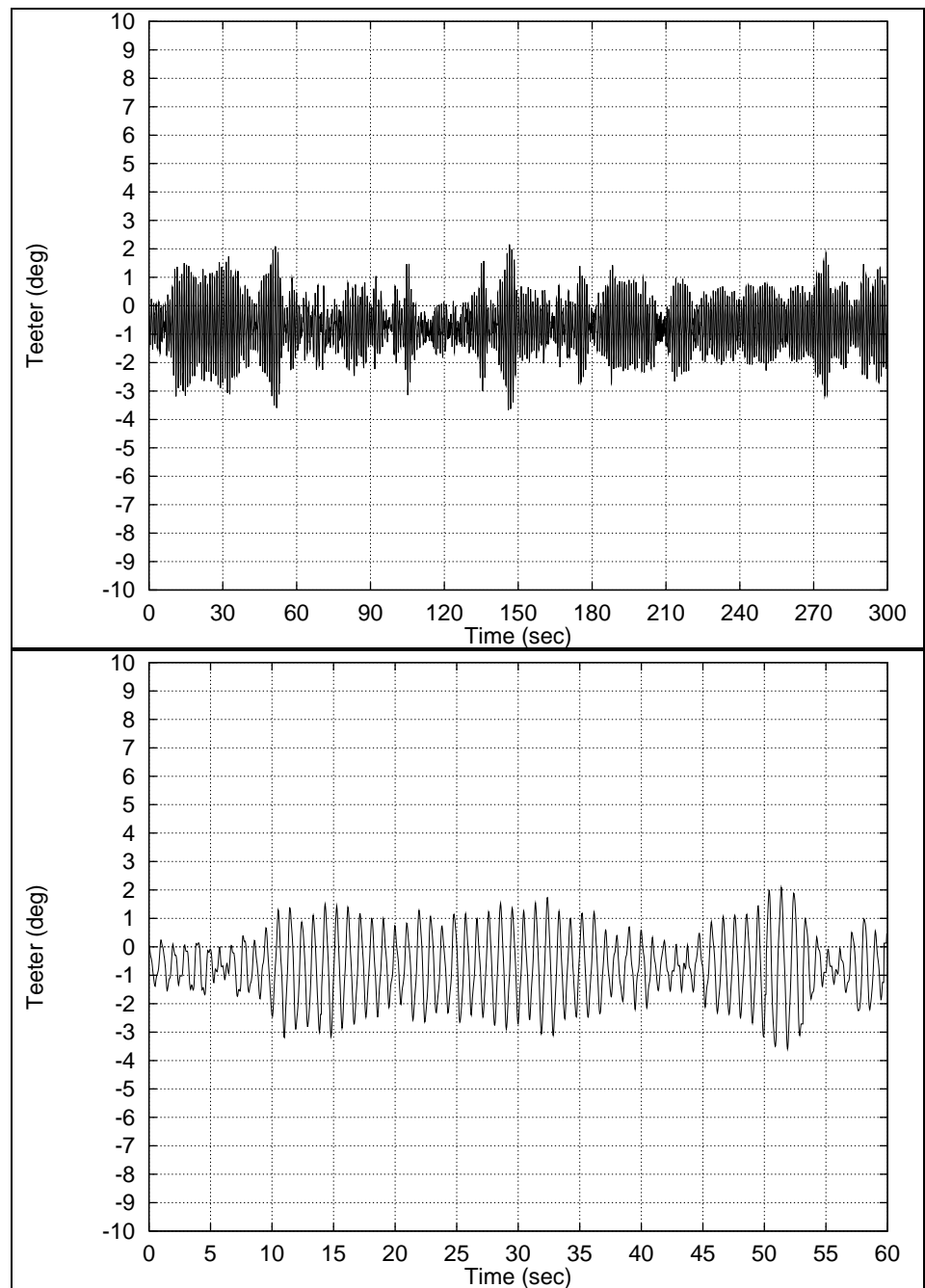
7.5 Teeter

Statistik for møllens teeter-opførsel i drift er vist i Figur 7-9. Middelværdien af teeter-vinklen ses at være målt som ca. minus 0.9° , men dette er sandsynligvis en kalibreringsfejl – teetervinklen må i middel forventes at være meget tæt på 0° . Det fremgår i øvrigt, at der ikke blev målt teeter-vinkler over $\pm 8^\circ$.

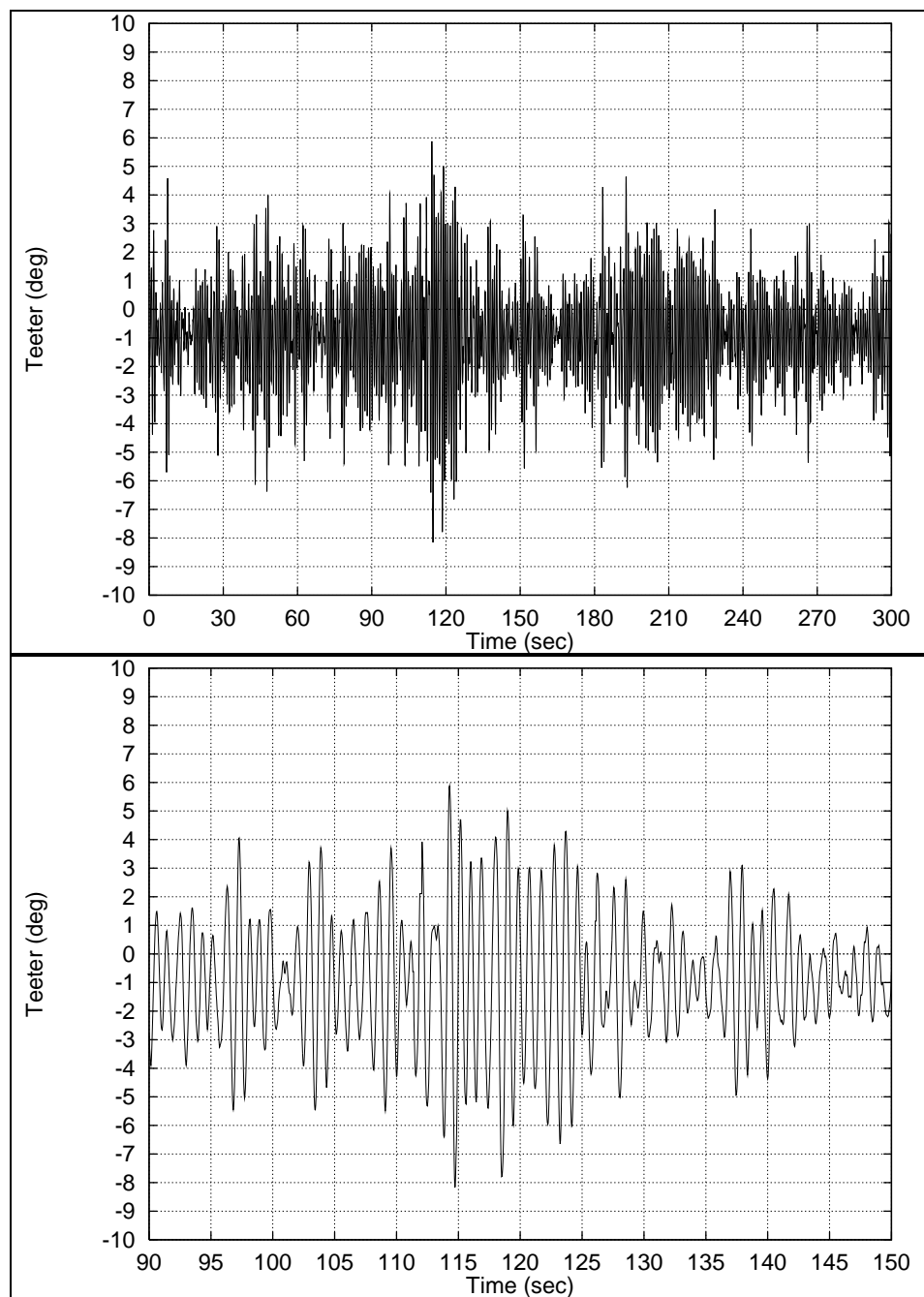
Tidsspor målt ved henholdsvis 6.6 m/s og 15.3 m/s illustrerer yderligere møllens teeter-opførsel i Figur 7-10 og 7-11.



Figur 7-9 Statistik for målte 30 sekunders tidsspor af teeter.



Figur 7-10 Teeter målt ved 6.6 m/s. 300 sek. tidsspor og første 60 sek. heraf.



Figur 7-11 Teeter målt ved 15.3 m/s. 300 sek. tidsspor og “værste” 60 sek. heraf.

7.6 Flapmoment

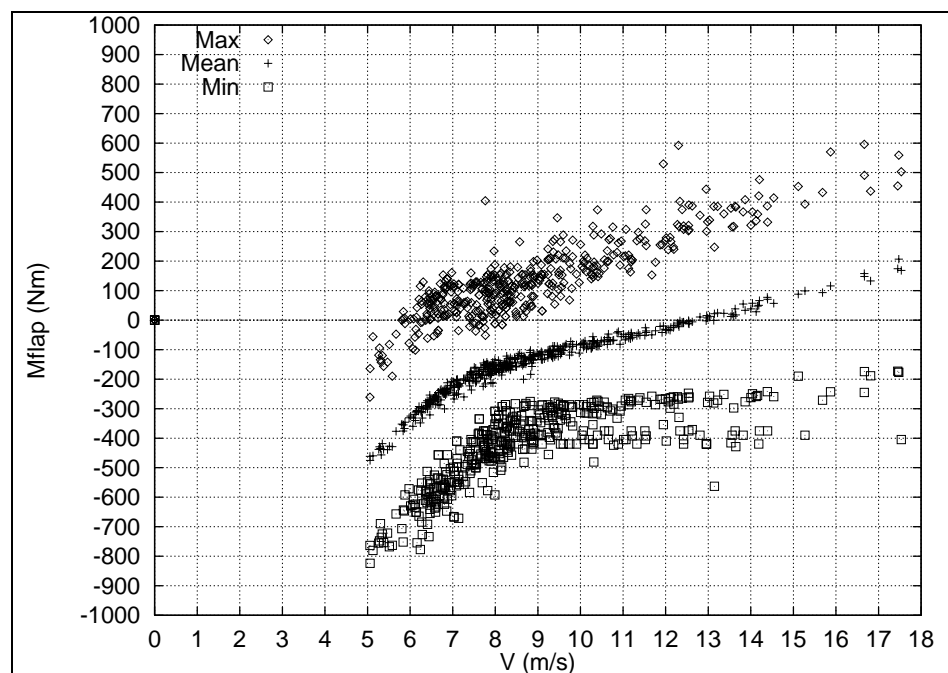
Et udtryk for flapmomentet ved bladhængslet i radius 0.7 m blev målt med strain-gauges på flex-beamen. Det benævnes i det følgende blot flapmomentet.

Figur 7-12 viser for normal drift statistik for målte 30 sekunders tidsserier af flapmoment.

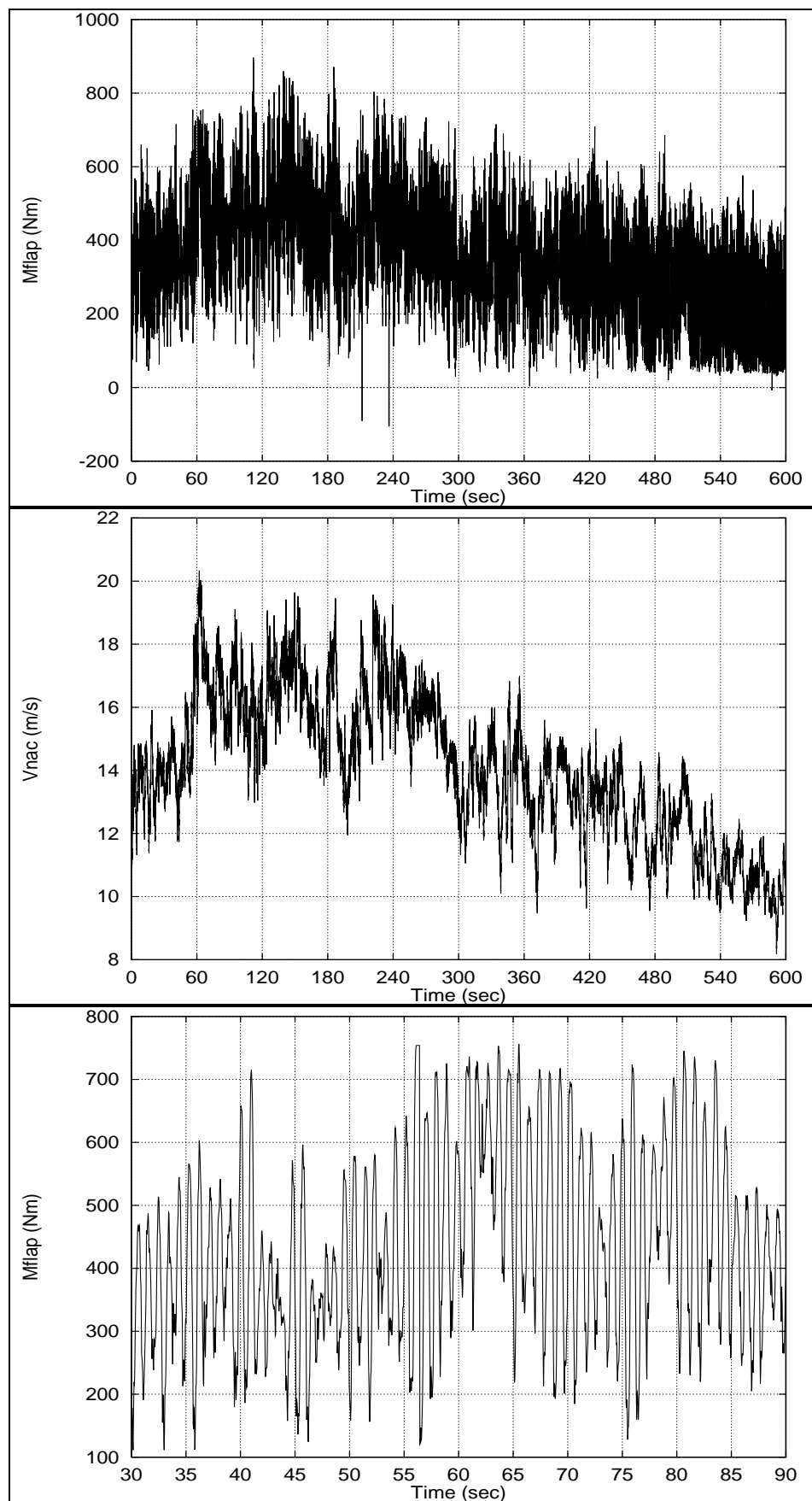
Figur 7-13 viser samtidigt målt tidsspor af flapmoment og vindhastighed fra nacelle-anemometeret. Middelværdien af vindhastigheden over de 10 minutter er 15.3 m/s. Til tiden 60 sekunder stiger vindhastigheden i løbet af 10 sekunder fra 14 til 21 m/s, og det ses meget tydeligt at de flapvise svingninger begrænses (af stall og centrifugal-kraftens moment).

Figur 7-14 viser samtidigt målte tidsspor af flapmoment og vindhastighed fra nacelle-anemometeret. Middelværdien af vindhastigheden over de 20 sekunder er 4.3 m/s. Det ses, at selvom de aerodynamiske laster er meget små, er der en markant 1P variation af flapmomentet. Det skyldes tyngdekraften på den konede og flaphængslede vinge. Tyngdekraften forårsager ved 7° koning en sinusvarierende flapmomentkomponent med amplitude på omkring 300 Nm. Selvom denne last nominelt er meget lille, er den ikke helt uden betydning for levetidsforbruget i drift, da max-min variationen ifølge Figur 7-12 kun er omkring 800 Nm ved 17 m/s. De flapvise driftslaster er dog generelt helt ubetydelige i forhold til stilstandslasterne, som det for eksempel vil fremgå ved sammenligning med de beregnede flapmoment-varianter for stilstand ved 40 m/s som vist i Figur 5-2.

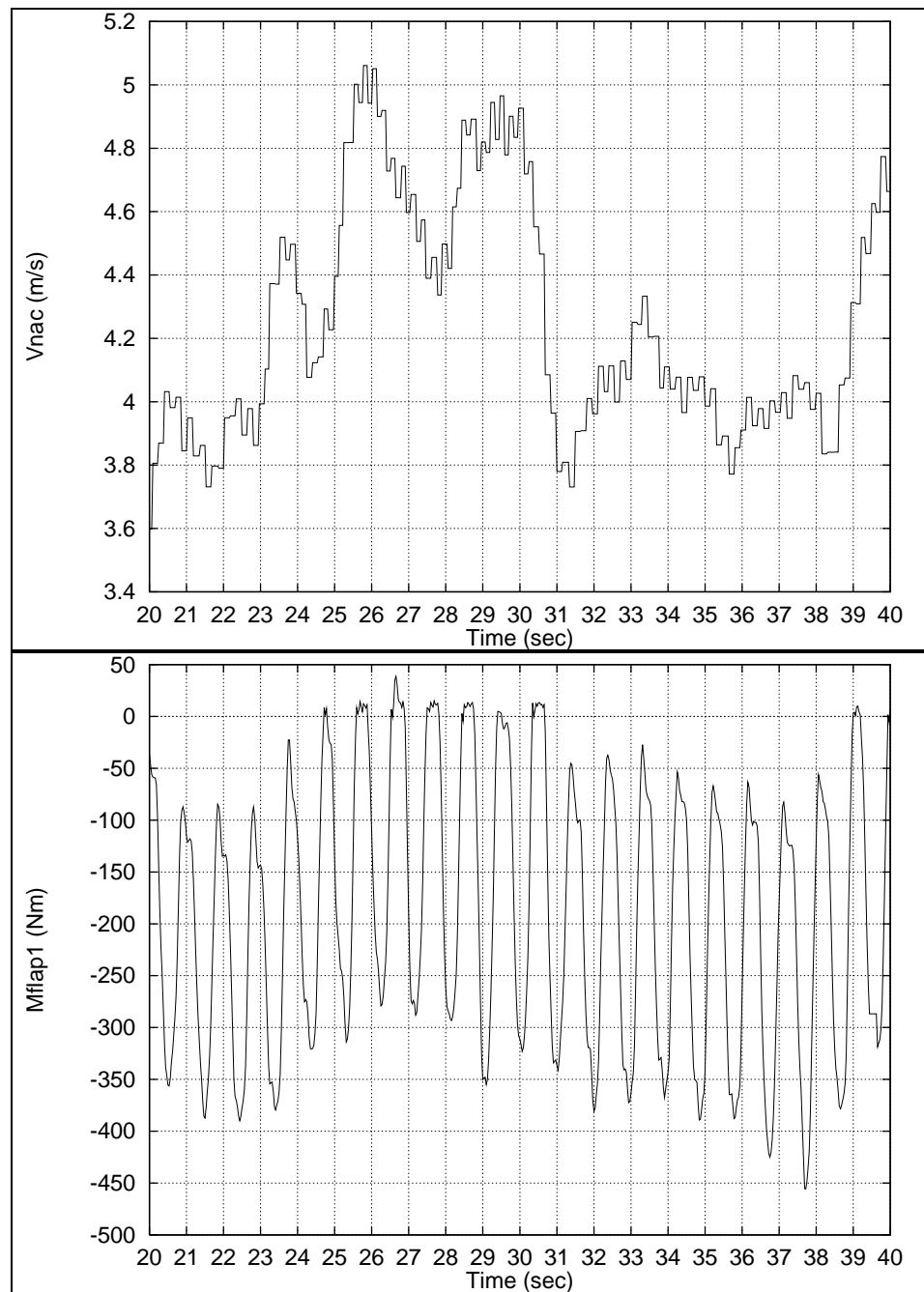
I Afsnit 8.2 er vist målinger af flapmomentet i stilstand og i Kapitel 9 er vist målinger på møllen i stilstand med vingerne konet 80° bagud.



Figur 7-12 Statistik for flapmoment i drift.



Figur 7-13 Målt 10-minutters tidsserie af flapordmoment ved 15.3 m/s, samt den samtidigt målte vindhastighed fra nacelle-anemometeret og et 60 sekunders interval af måleserien.

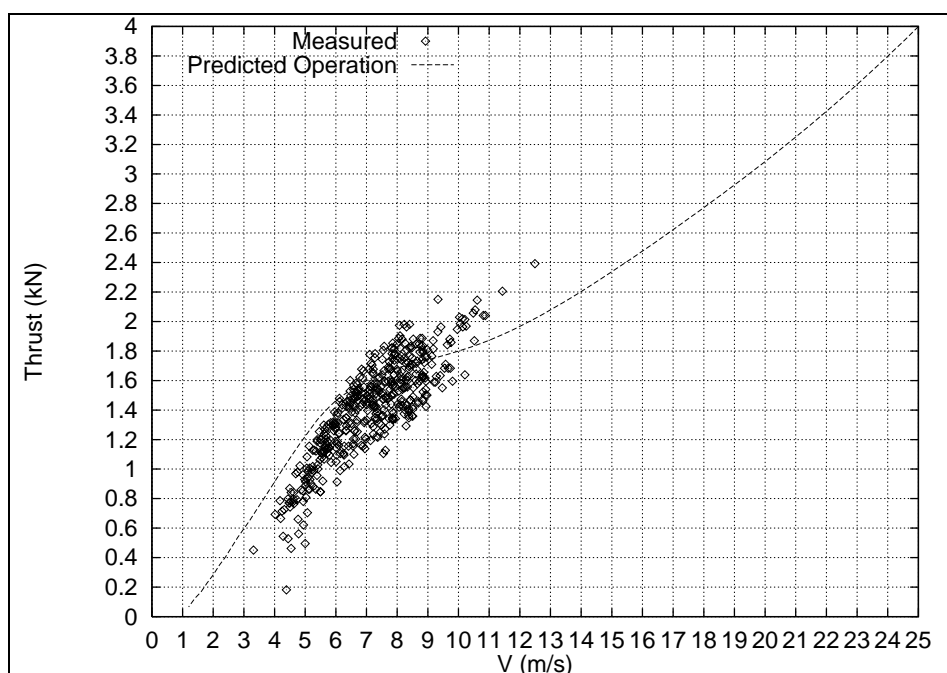


Figur 7-14 20-sekunders tidsserie af målt vindhastighed fra nacelle-anemometeret samt det samtidigt målte flaprodmoment ved 4.3 m/s.

7.7 Aksialtryk

Aksialtryk på møllen er målt indirekte som træk i et stag i tårnets bund, og repræsenterer altså egentlig bøjnings-momentet i tårnbunden. I dette afsnit rapporteres udelukkende målinger, hvor vindretningen har været direkte over staget, $\pm 30^\circ$, og udelukkende målinger på ét stag (idet det antages at lasten på dette stag med god tilnærmelse er lig den totale tårnlast).

Figur 7-15 viser middelværdier for målte 30 sekunders tidsspor af aksialtryk. Figuren viser også tilsvarende beregnede værdier af aksialtryk, og der er væsentlige forskelle. Grunde til dette kan være, at tårnets stålwire-stag, som der måles på, arbejder, så hverken offset eller gain er helt konstant i tiden. En anden grund kan være, at de i beregningerne benyttede værdier for C_L og C_D , er vindkanal-målte 2D-data, som ikke er afstemt i forhold til den aktuelle mølle.



Figur 7-15 Aksialtryk målt under drift— middelværdier af 30 sekunders målinger, samt tilsvarende beregnede værdier.

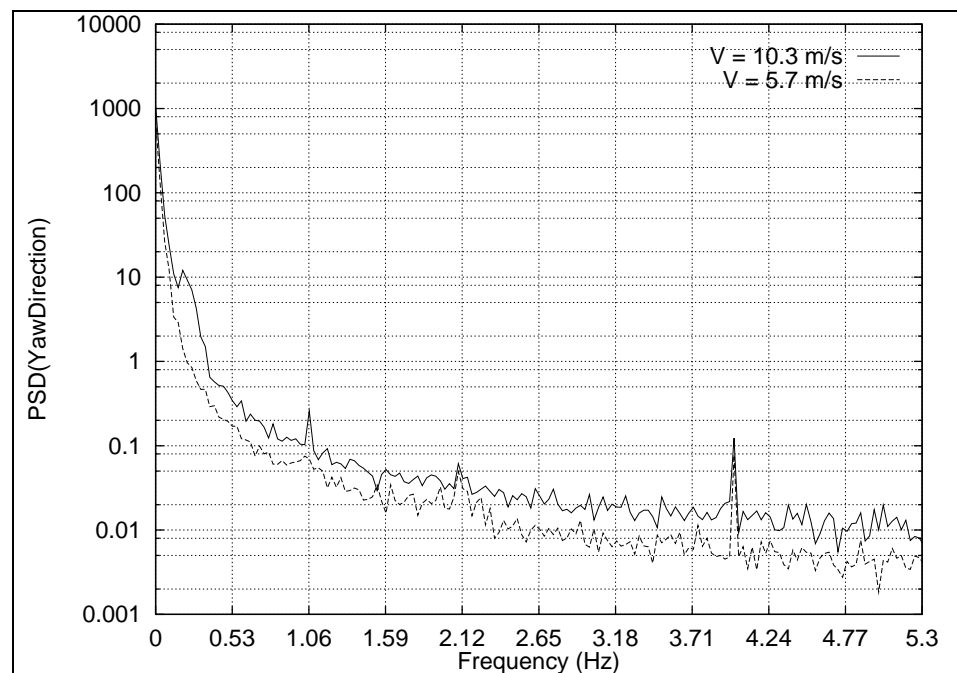
7.8 Powerspektre af målinger i drift

Figur 7-16 viser PSD af krøjeretning målt under drift ved henholdsvis 6 og 10 m/s. Desværre blev der ikke målt krøjeretning ved højere vindhastigheder. Det er nemlig tydeligt, at energiniveauet ved 0.2 Hz relativt er højere ved 10 m/s end ved 6 m/s. Imidlertid blev der ikke observeret stabilitetsproblemer ved drift i høje vindhastigheder. 0.2 Hz er egenfrekvensen for svingningen, hvor nacellen krøjer frit fra side til side og derved flytter rotor-planet fra side til side uden at ændre planets orientering – teeterstivheden bestemmer egenfrekvensen.

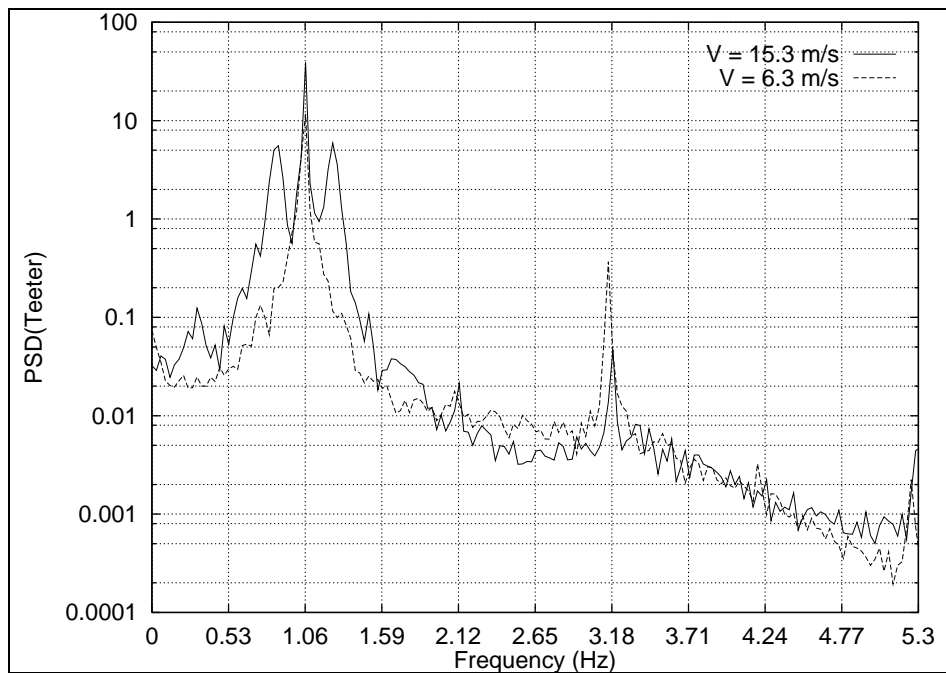
Figur 7-17 viser PSD af teetervinklen målt under drift ved henholdsvis 6 og 15 m/s. Ved 1.06 Hz, som er 1 per rotoromdrejning frekvensen (1P), ses energiniveauet at være højt. For 15 m/s er der ved $1P \pm 0.2\text{Hz}$ også høje energiniveauer. Det skyldes den ovenfor omtalte egensvingning, hvorved nacellen krøjer frem og tilbage med en frekvens på 0.2 Hz.

Figur 7-18 viser PSD af flaprodmomentet målt under drift ved henholdsvis 6 og 15 m/s. Som ved spektret af teeter-vinklen i Figur 7-17 ses energiniveauet for 15 m/s at være stort ved 1P og ved $1P \pm 0.2\text{Hz}$. 1P er dog her langt mere dominerende end for teeter-vinklen. Ved 6 m/s er energien ved 1P helt dominerende.

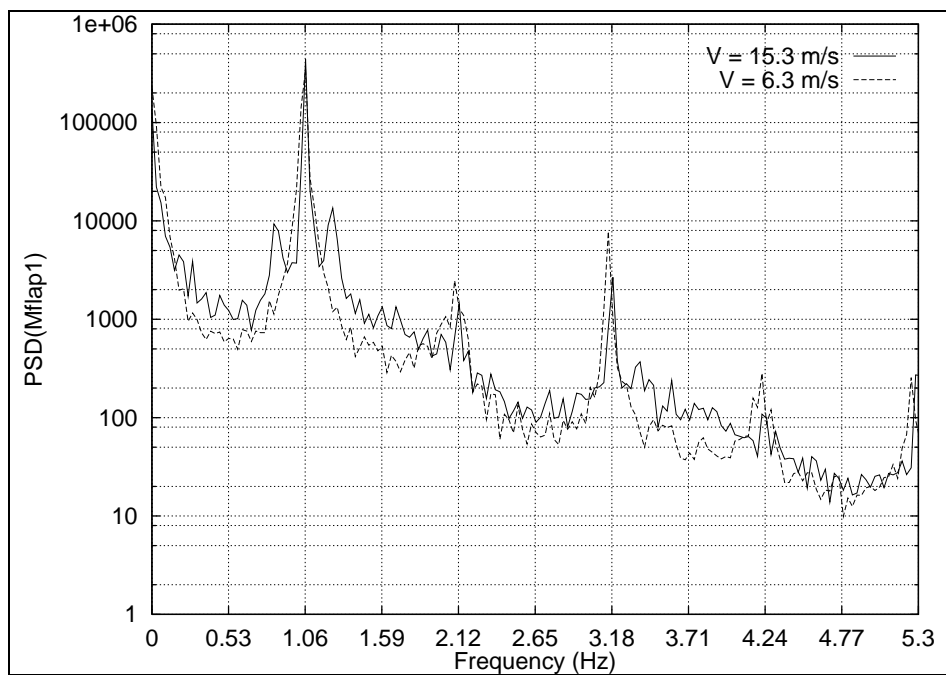
I Figur 7-19 til Figur 7-24 ses PSD af kantmoment, elektrisk effekt, akselmoment, akseltryk, tilt-vinkel og vindhastighed målt ved 6 og 15 m/s.



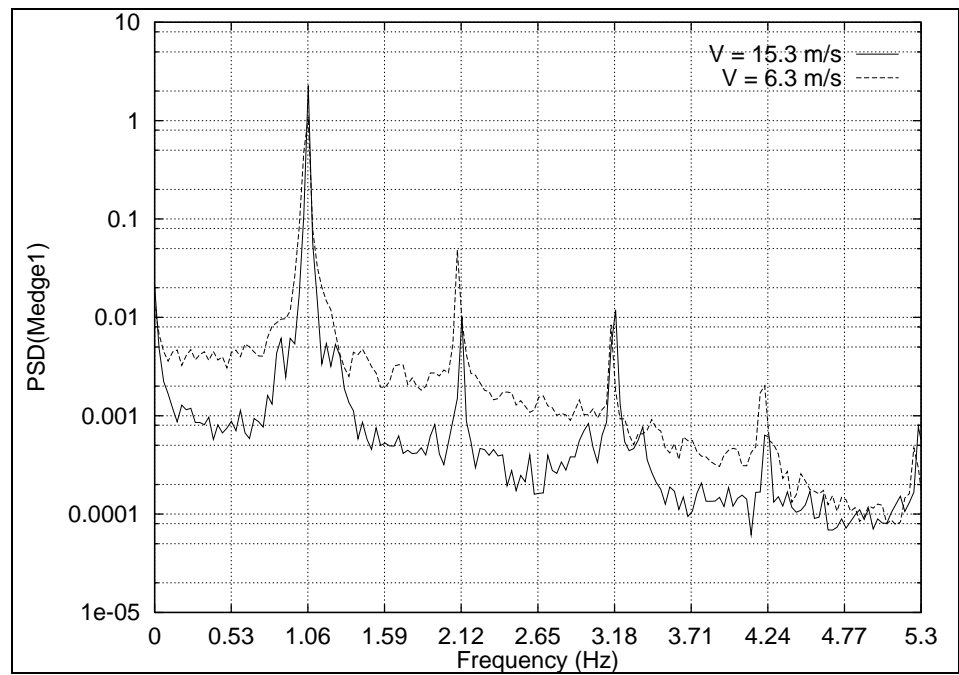
Figur 7-16 PSD af krøjeretning målt under drift.



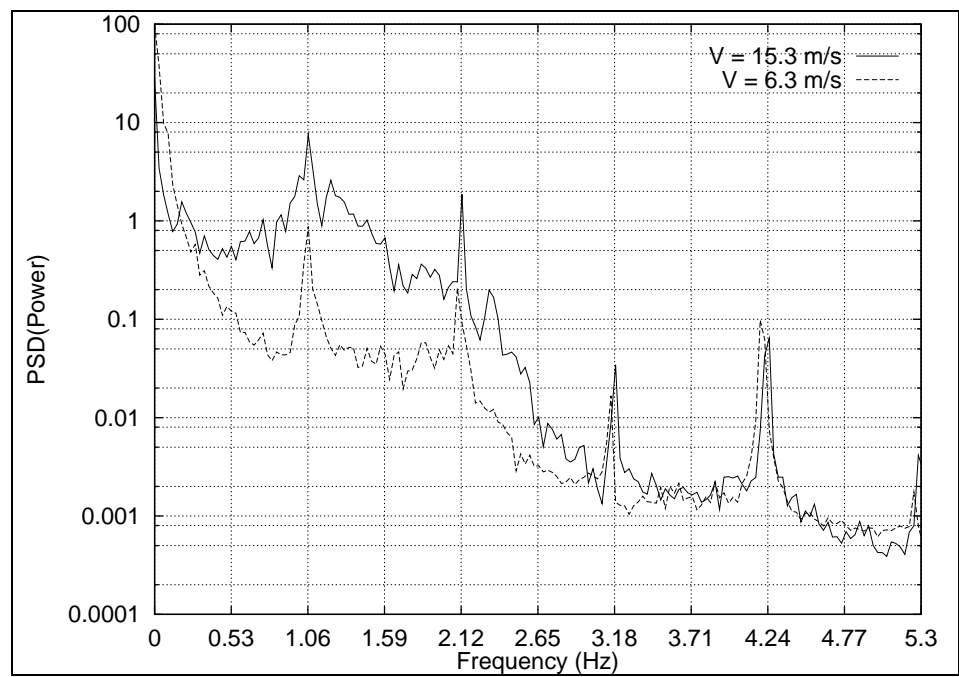
Figur 7-17 PSD af teeter-vinkel målt under drift.



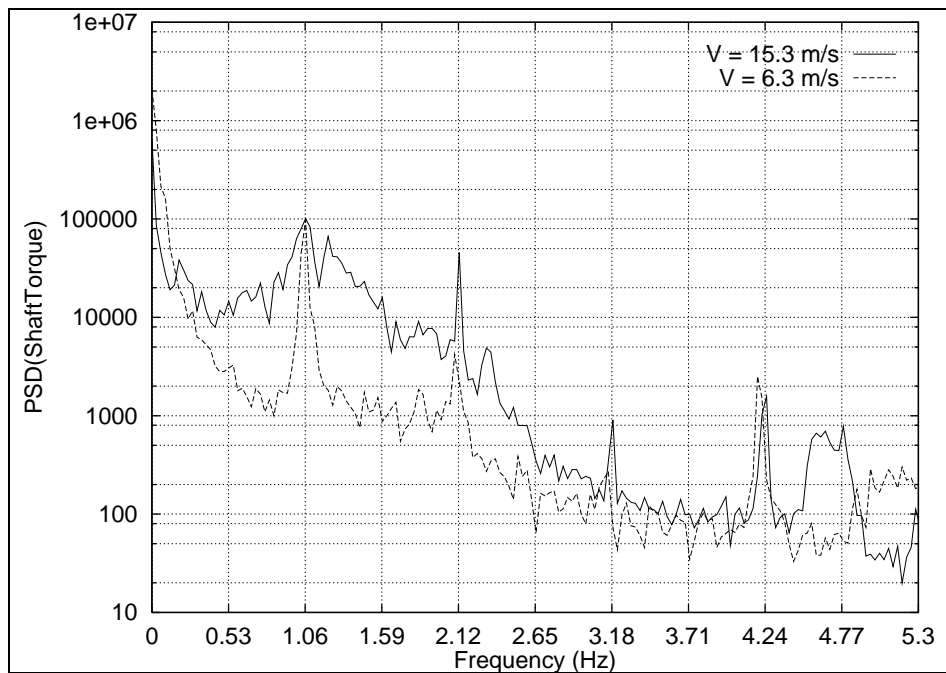
Figur 7-18 PSD af flaprodmoment for blad 1 målt under drift.



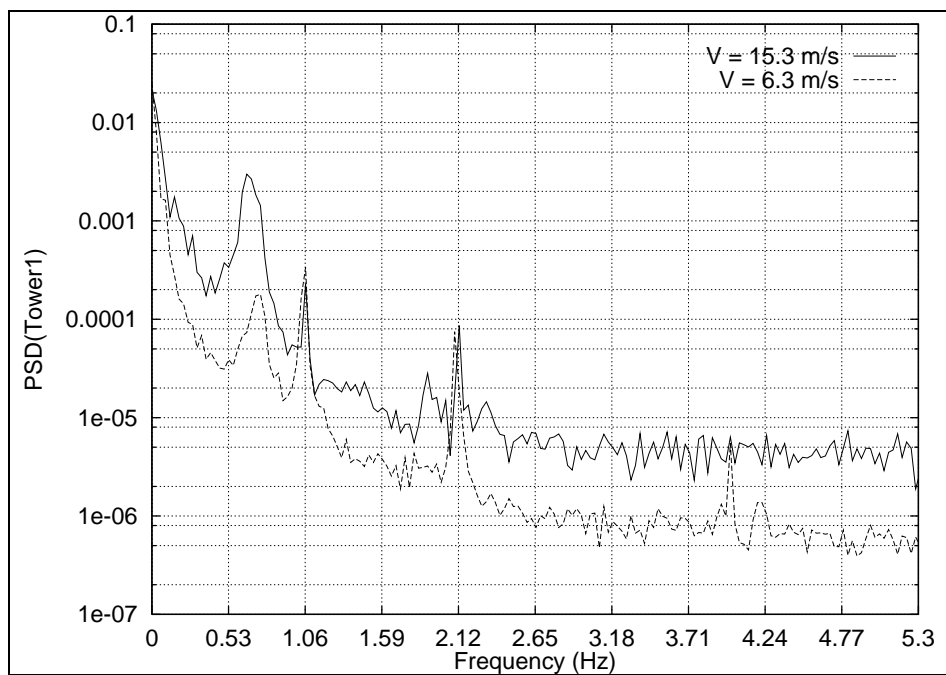
Figur 7-19 PSD af kantrodmoment for blad 1 målt under drift.



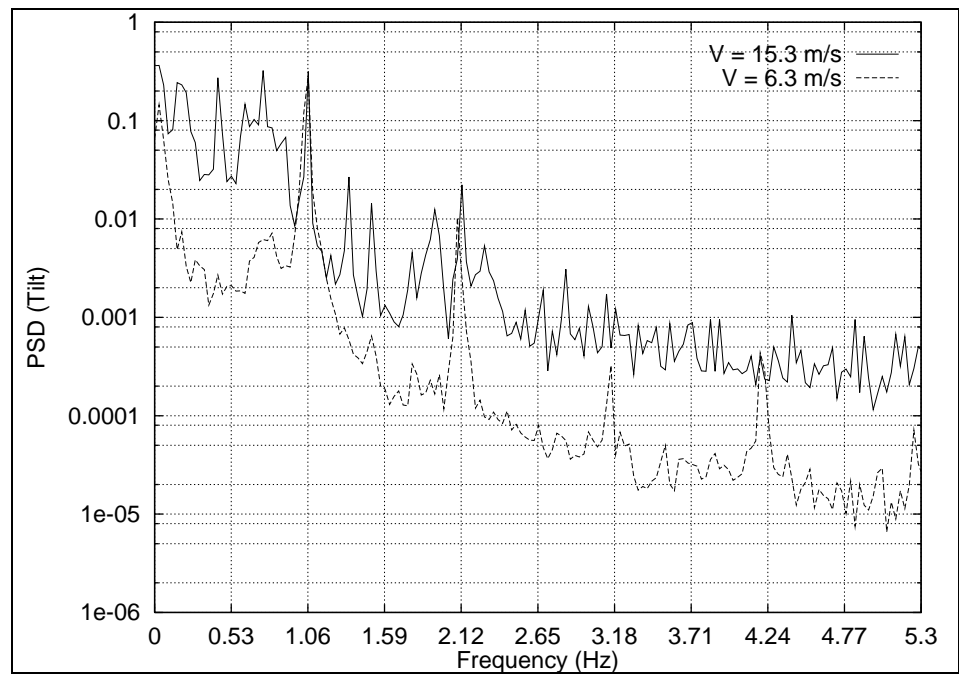
Figur 7-20 PSD af elektrisk effekt målt under drift.



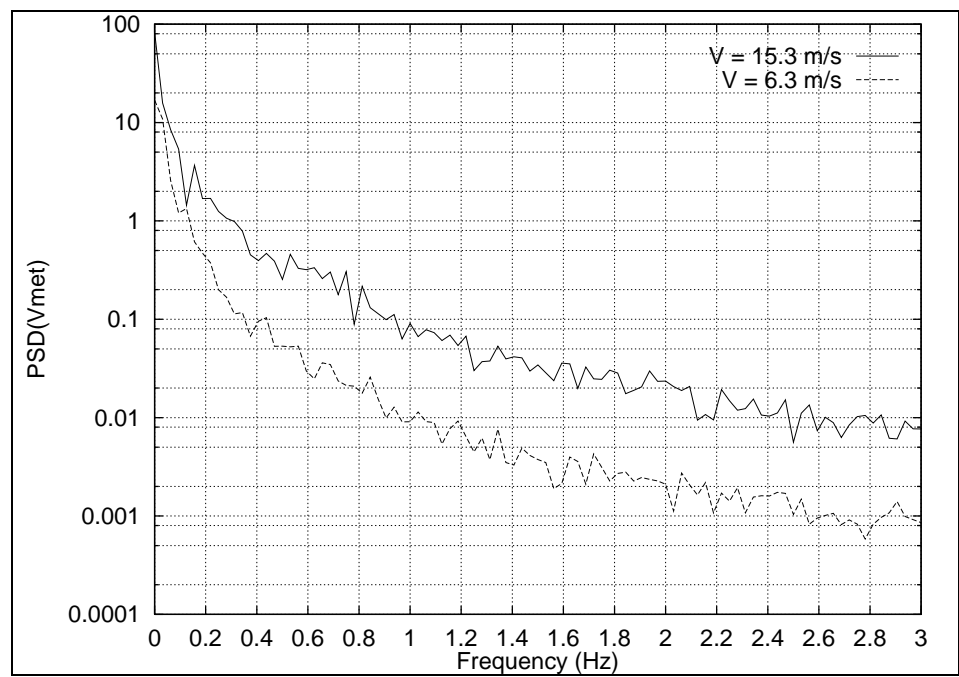
Figur 7-21 PSD af akselmoment målt under drift.



Figur 7-22 PSD af aksialtryk målt under drift.



Figur 7-23 PSD af tilt-vinkel målt under drift.



Figur 7-24 PSD af vindhastighed målt under drift.

8. Målinger i stilstand

Det er en fordel at standse møllen med rotoren parkeret vandret for at reducere risikoen for at et blad under svingninger i stærk vind rammer tårnet og for at stabilisere møllens krøjeopførsel ved lave vindhastigheder. Ved alle målinger rapporteret i dette kapitel har rotoren været parkeret vandret.

8.1 Egenfrekvenser målt i stilstand

Egenfrekvenser målt i stilstand er vist i Tabel 8-1. Den aeroelastiske models egenfrekvenser er vist i Tabel 4.2. Der kan konstateres nogen afvigelse, specielt for flapfrekvensen, hvilket skyldes at parametrene i den aeroelastiske model ikke svarer helt til det endelige design. Afvigelserne vurderes dog at have mindre betydning for de endelige konklusioner.

Tabel 8-1 Egenfrekvenser målt i stilstand.

Svingningsform	Frekvens [Hz]
Teeter	0.28
Flap (symmetrisk)	0.80
2.Flap	3.9
Tilt	0.7
Tårnbøjning	0.76
Drive train (bremset)	1.05

8.2 Statistik for målinger i stilstand

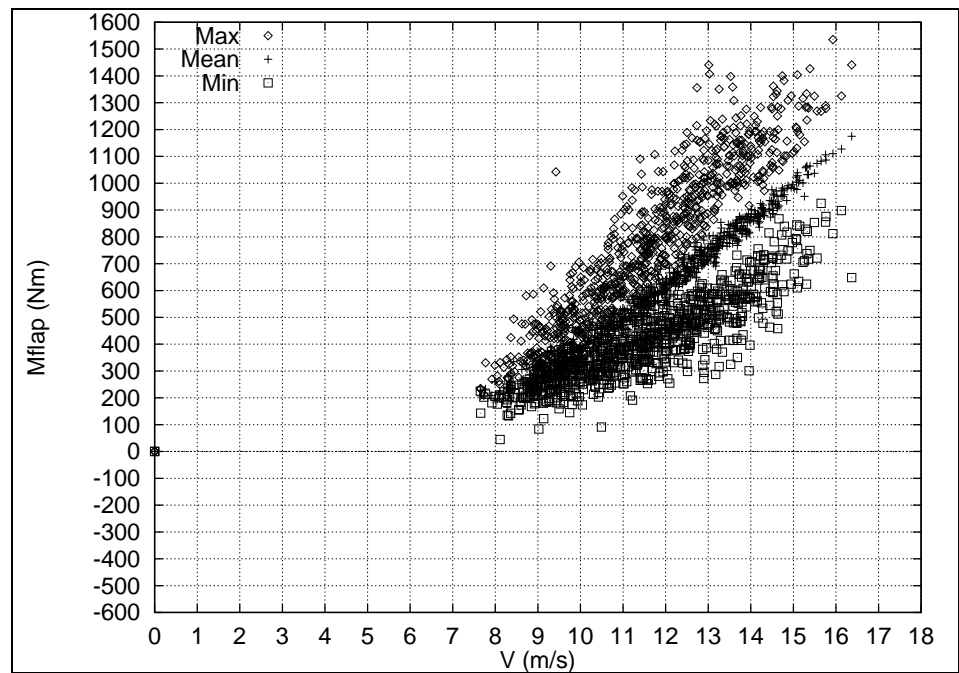
Figur 8-1 viser statistik for målte 30 sekunders tidsserier af flaprod-moment.

Figur 8-5 viser statistik for målte 30 sekunders tidsserier af teeter-vinkel.

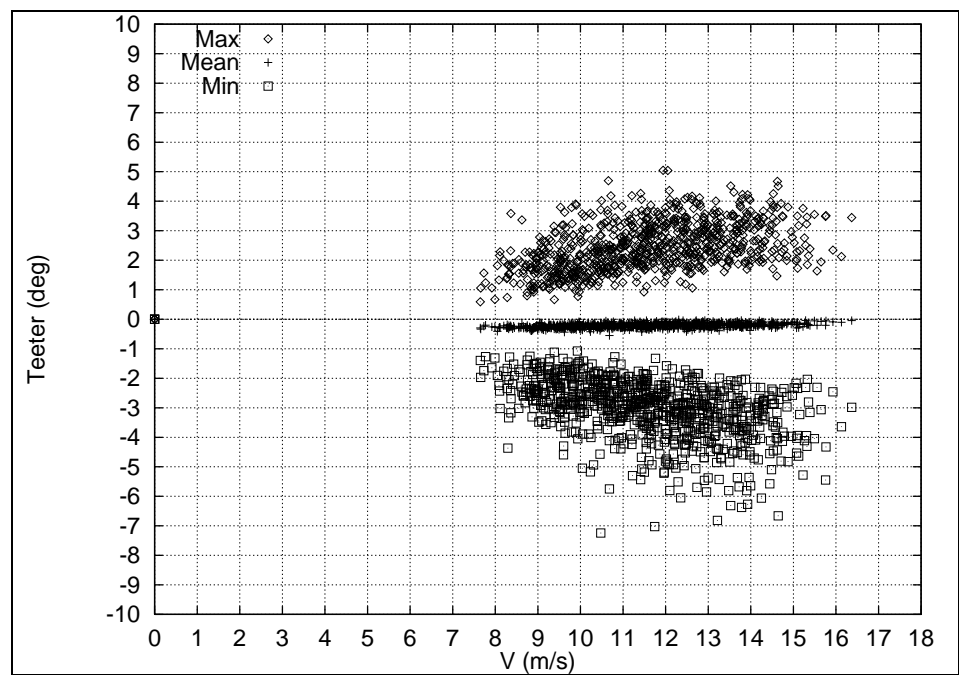
Figur 8-3 viser middelværdier for målte 30 sekunders tidsserier af krøje-fejl.

Figur 8-4 viser middelværdier for målte 30 sekunders tidsserier af aksialtryk ved 6-12 m/s, samt beregnede værdier for thrust ved 10-50 m/s. Der synes at være en offset fejl i målingerne. Jævnfør bemærkningerne for målingerne under drift i Kapitel 7.7.

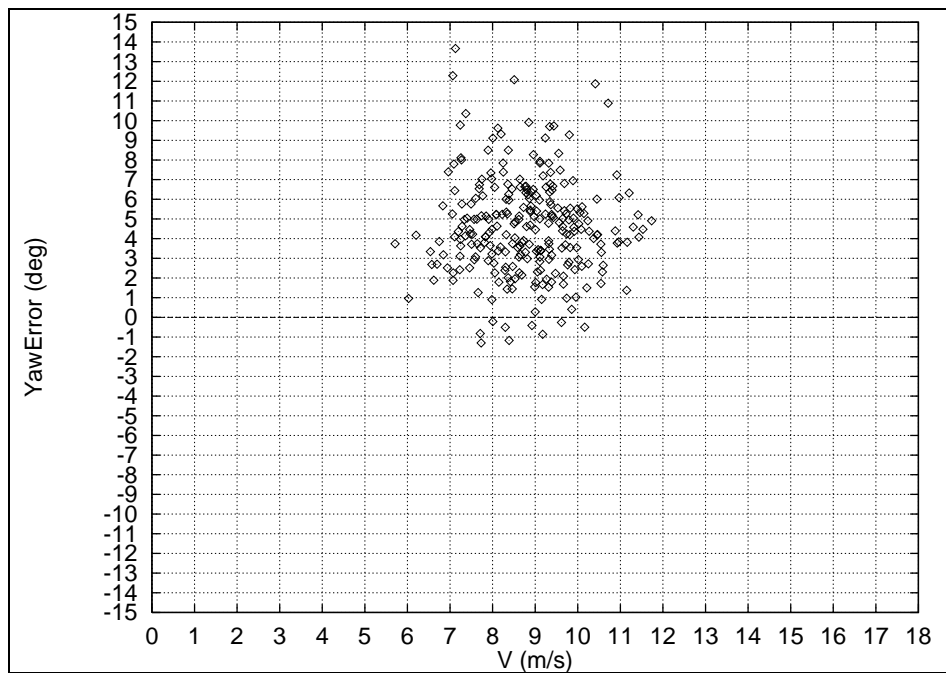
Figur 8-5 sammenligner maximum-værdierne af flapmomentet fra Figur 8-1 for stilstand med maksimum-værdierne fra Figur 7-12 for drift. Det fremgår, at den ekstreme målte maximum-værdi ved 16 m/s er 1500 Nm i stilstand mod 900 Nm i drift, men det skal tilføjes at offset-værdierne har en usikkerhed af størrelsesordenen 100-200 Nm. Det er klart, at flapmomentet i drift er mindre end i stilstand på grund af centrifugalafstivningen.



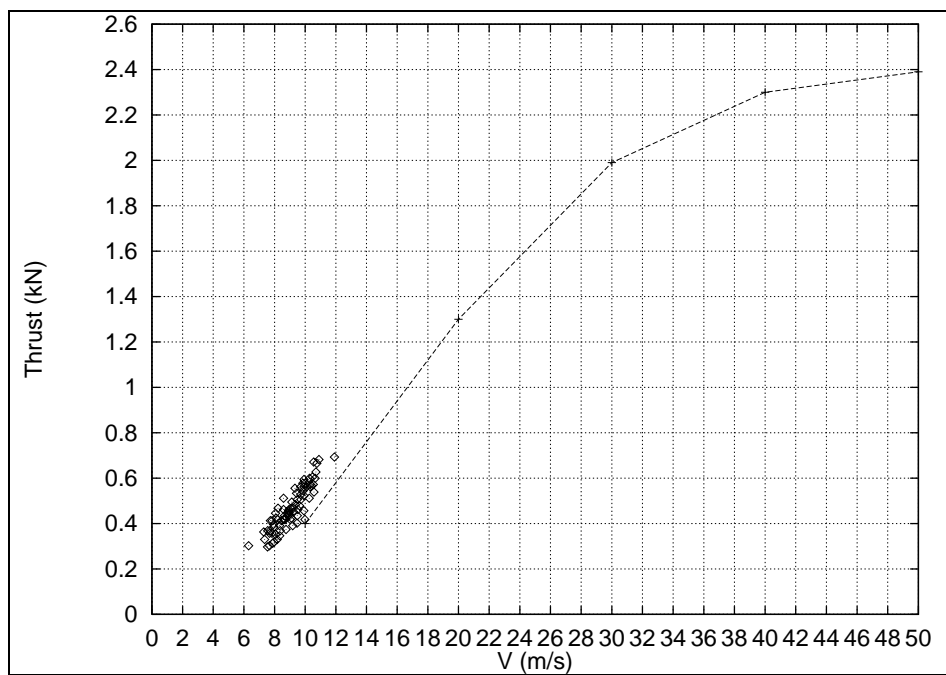
Figur 8-1 Statistikk for flappmoment i stilstand.



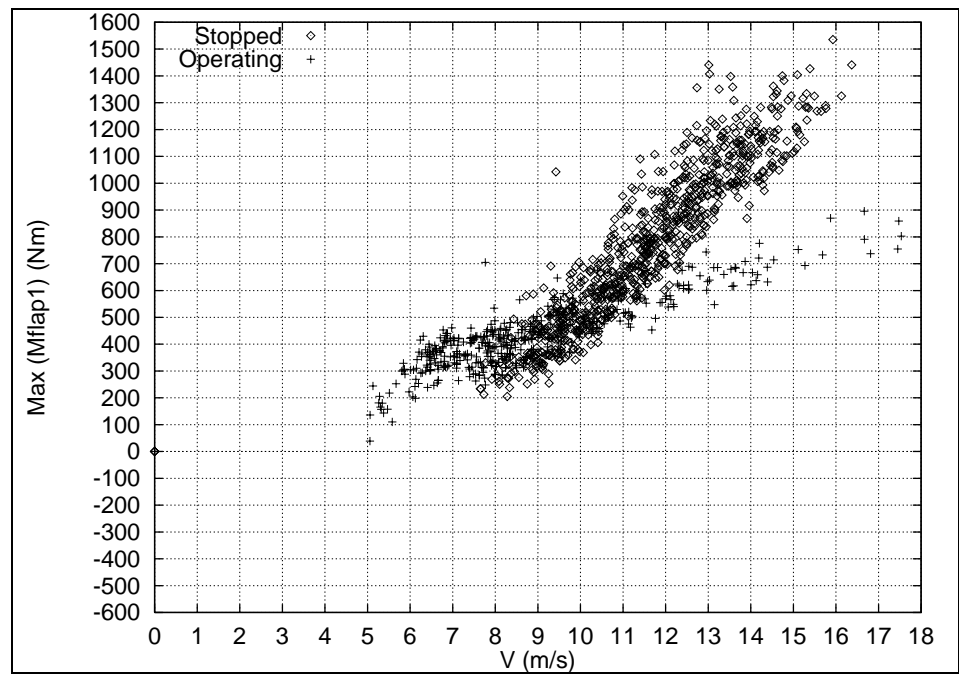
Figur 8-2 Statistikk for teeter i stilstand.



Figur 8-3 Middelverdier af målte 30 sekunders tidsspor af krøje fejl i stilstand.



Figur 8-4 Statistik for aksialtryk i stilstand, samt beregnede værdier heraf.



Figur 8-5 Sammenligning af maksimalt flapmoment målt under drift og i stilstand.

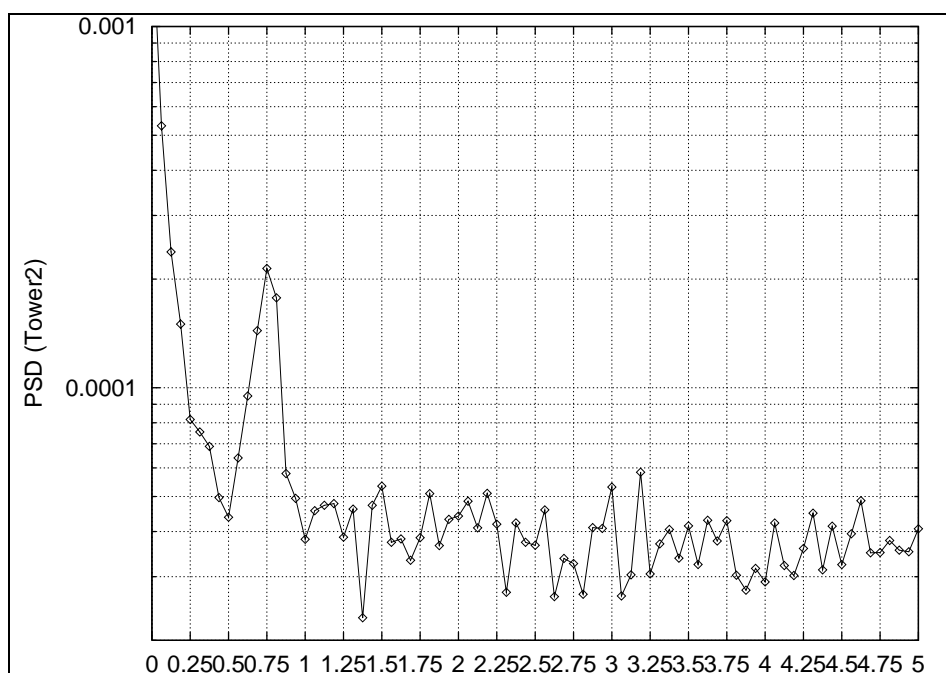
8.3 Powerspektre af målinger i stilstand

Figur 8-6 viser PSD af aksialtryk (tårnbøjningsmoment) målt i stilstand ved 9.8 m/s. Første tårnbøjnings-eigenfrekvens ses tydeligt ved 0.75 Hz.

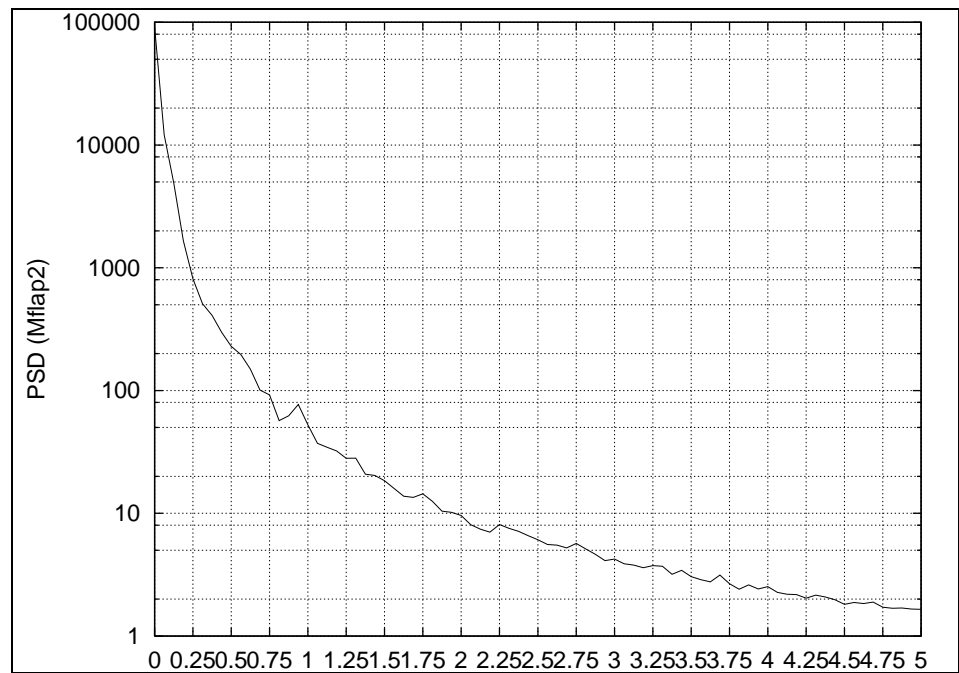
Figur 8-7 viser PSD af flapmoment målt i stilstand ved 9.8 m/s.

Figur 8-8 viser PSD af akselmoment målt i stilstand ved henholdsvis 9.8 m/s og 13.2 m/s. Der ses forhøjede energi-niveauer ved første tårnbøjnings-eigenfrekvens på 0.75 Hz, ved “drive-train”-eigenfrekvensen på 1.05 Hz og derudover omkring 3.9 Hz.

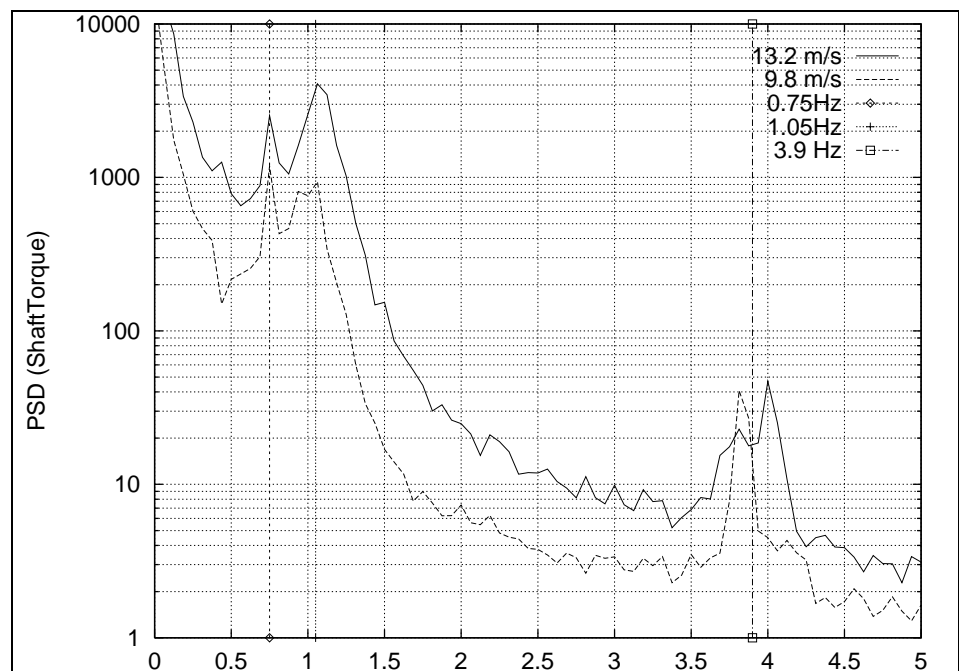
Figur 8-9 viser PSD af teetervinkel.



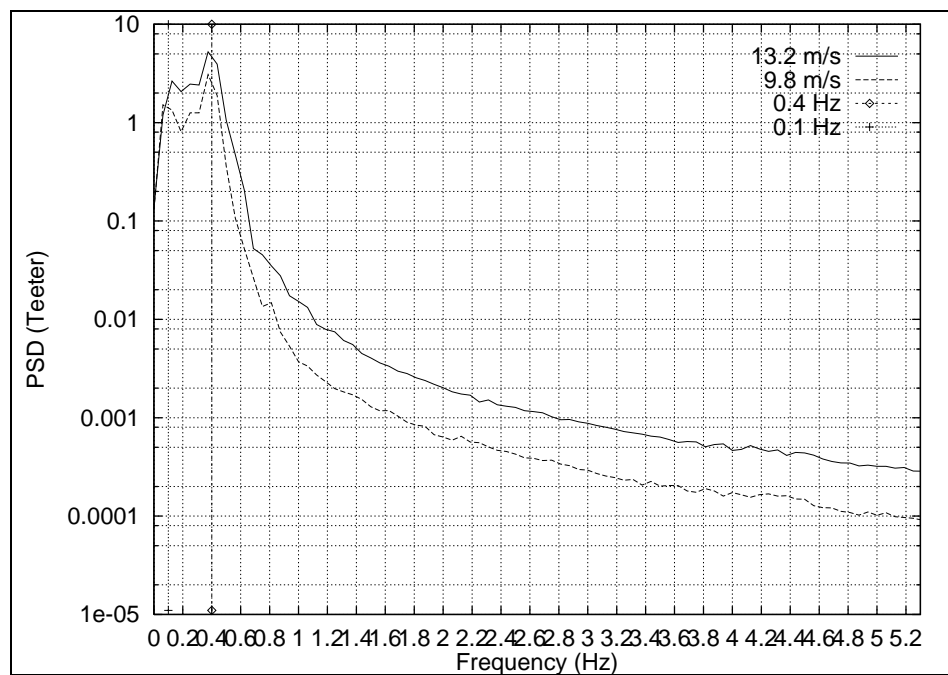
Figur 8-6 PSD af aksialtryk (tårnbøjningsmoment) i stilstand ved 9.8 m/s.



Figur 8-7 PSD af flapmoment i stilstand ved 9.8 m/s.



Figur 8-8 PSD af akselmoment i stilstand ved 9.8 m/s og 13.2 m/s.



Figur 8-9 PSD af teeter vinkel målt i stilstand ved 9.8 m/s og 13.2 m/s.

9. Målinger ved ekstrem koning

Under drift aflastes bladene stærkt i bøjning af centrifugalkraften. For stilstand ved ekstrem vindhastighed er centrifugalkraft-aflastningen sat ud af spillet, hvorfor det flapvise bladrodsmoment bliver større end under drift, hvis der ikke gøres noget for at undgå dette. Det vil være en fordel at standse rotoren i vandret position og dreje vingerne bagud i flaplejerne som vist på fotoet i Figur 9-1. Herved reduceres tårn og bladlasterne i stilstand, sådan som målingerne på denne konfiguration i det følgende viser.



Figur 9-1 Møllen med vingerne konet 80° bagud.

9.1 Stilstand ved ekstrem koning

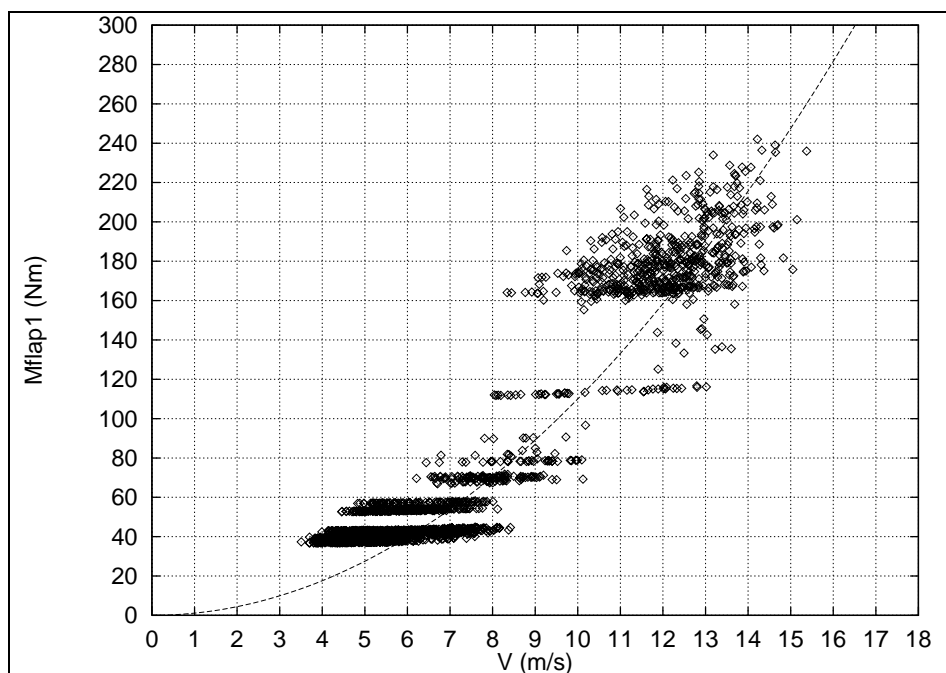
Alle målepunkter gengivet i dette afsnit refererer til statistik for 30 sekunders tidsserier målt på rotoren standset vandret og med bladene konet 80° bagud i belastningsfri situation, som vist på fotoet i Figur 9-1.

Figur 9-2 viser middelværdier af målt flapmoment. Under målekampagnen bandt flaplejerne delvist (stickslop, p.g.a. manglende smøring), således at det målte strain-gauge signal i flexbeamen varierede i diskrete spring, når lejerne pludselig flyttede position. Sammen med målingerne er også vist den bedste kurve $M_{\text{flap}} = KV^2$. I Afsnit 9.2 er målingen sammenlignet med målinger for en rotor med 10° koning i ubelastet tilstand.

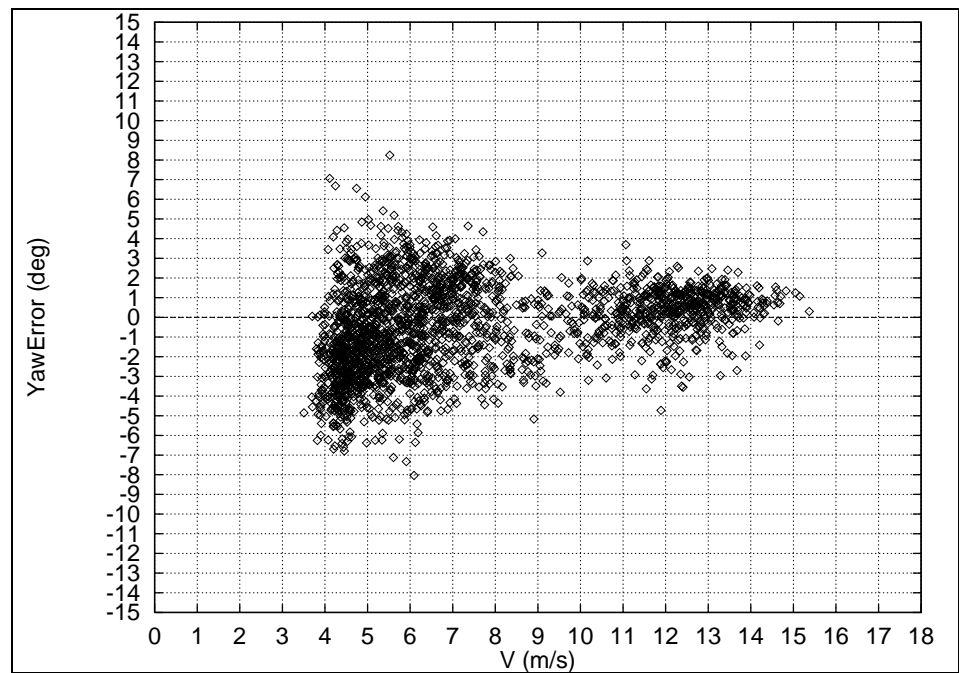
Figur 9-3 viser middel krøjefejlen som funktion af vindhastigheden. Krøjefejlen er defineret som vindretning minus krøjeretning. Vindretningen er målt 50 meter foran møllen og for de 30 sekunders tidsserier øges variationen af middel-krøjefejlen derfor betydeligt ved de lavere vindhastigheder.

Figur 9-4 viser middel teeter-vinklen som funktion af vindhastigheden. Det fremgår at middel teeter-vinklen for alle måleserier er tæt på 3.3° . Under målingerne stod rotoren ikke helt vandret, og tyngdekraften har derfor givet teeteren en konstant middel offset-værdi (rotoren faldt “nedad og til siden”).

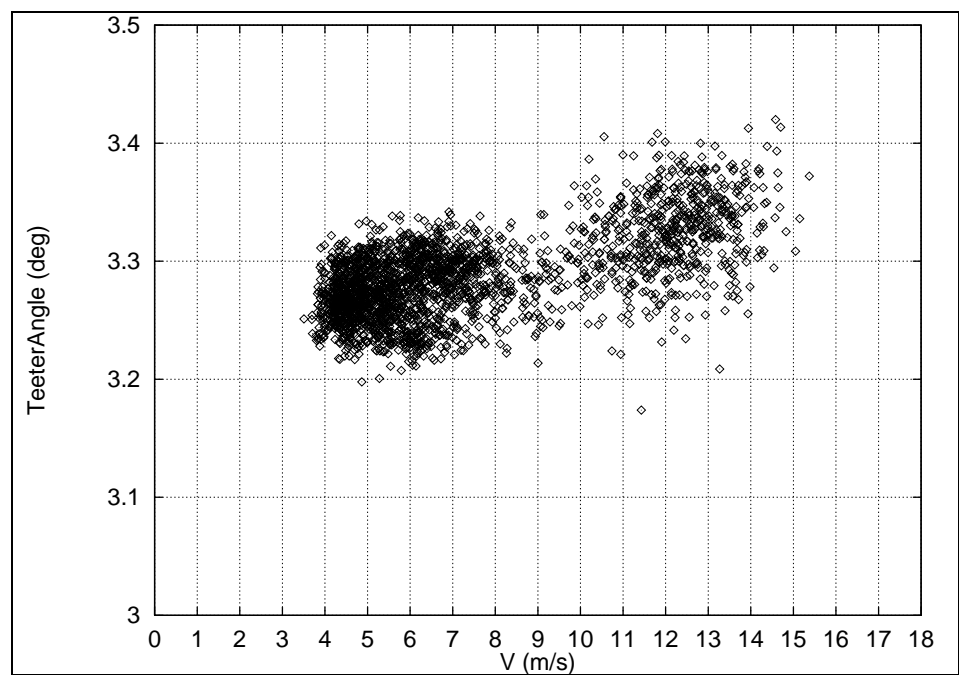
Figur 9-5 viser standardafvigelsen af teeter-vinklen for de samme målinger.



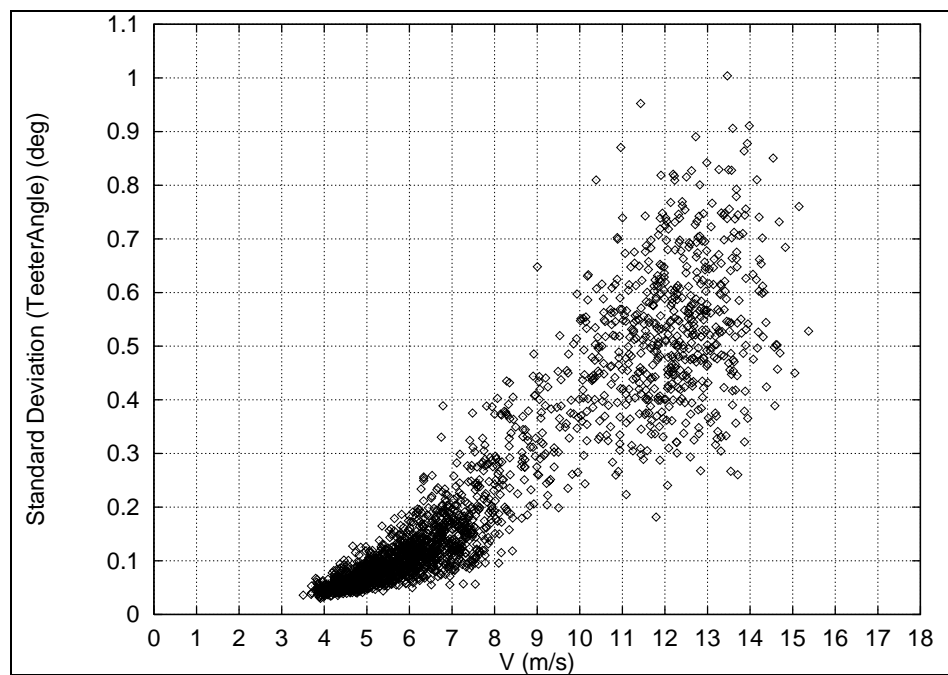
Figur 9-2 Middelværdi af flapmoment målt i stilstand ved 80° koning. Flaplejerne bandt i perioder under målingerne.



Figur 9-3 Middel-krøjefejlen målt i stilstand ved 80° koning.



Figur 9-4 Middel-teetervinklen målt i stilstand ved 80° koning.



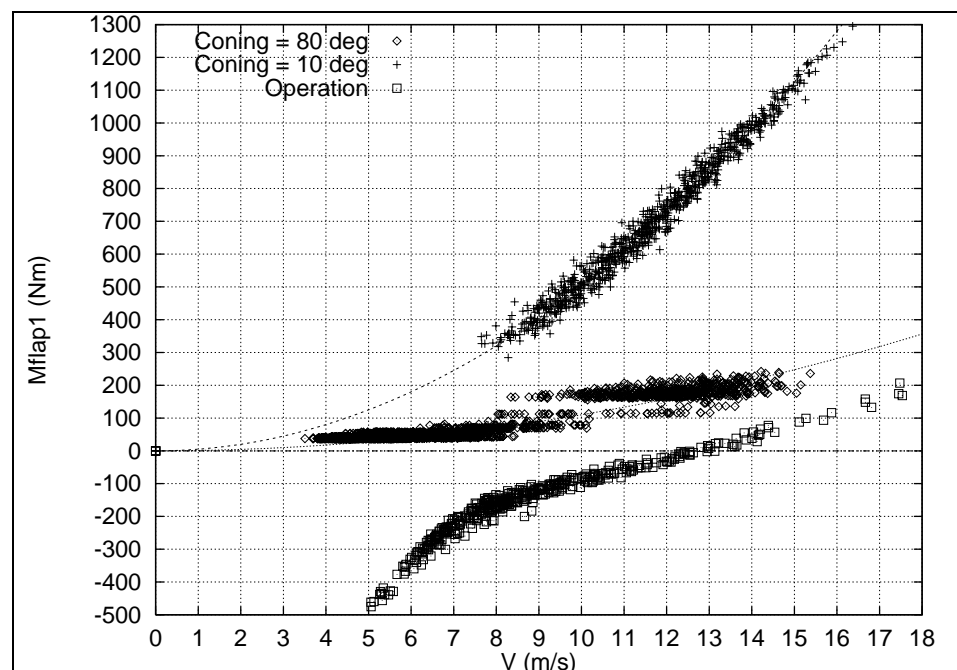
Figur 9-5 Standard afvigelse af teeter-vinklen målt i stilstand ved 80° koning.

9.2 Flap-laster i drift og stilstand

Figur 9-6 viser middelværdier af målte 30 sekunders tidsspor af det flapvise bladrodsmoment, som funktion af vindhastigheden. Der er resultater for 1) normal drift, 2) stilstand med 10° koning, og 3) stilstand med 80° koning (de angivne koningvinkler refererer til ubelastet rotor). De to sæt stilstandsmålinger er offset-korrigeret således at de tilpassede kurver, $M_{\text{flap1}} = KV^2 + \text{offset}$, for vindhastigheden $V = 0$ m/s har $M_{\text{flap1}} = 0$ Nm. Denne korrektion svarer til at tyngdekraftbidragene er trukket fra, og dette er gjort fordi teeter- og flap-fleksibiliteterne er meget afhængige af den præcise rotor-position, hvorfor offset i praksis er meget forskellige for de to stilstandsmålinger.

Under målingerne ved stilstand med 80° koning bandt flaplejerne delvist. Det målte strain-gauge signal i flex-beam'en varierede derfor i diskrete spring, når lejerne pludselig flyttede position. Problemet afspejles tydeligt i de gengivne middelværdier af målingerne, og de dynamiske laster er ubrugelige.

Figur 9-6 viser for eksempel, at middel-flapmomentet for rotoren med 10 graders koning i stilstand ved 16 m/s er omkring 1300 Nm, men i drift kun er 100 Nm. Drejes bladene 80 grader bagud ses middel-flapmomentet ved 16 m/s at være faldet til omkring 300 Nm. Kvalitativt har de 80° bagud-koning samme virkning på ekstremværdien af flapmomentet ved høje vindhastigheder.



Figur 9-6 Middelflapmoment målt 1) i drift, 2) i stilstand ved 10° koning og 3) i stilstand ved 80° koning.

10. Konklusion

Denne rapport beskriver arbejde, der vedrører sidste led i udviklingen af et fleksibelt vindmøllekoncept og omhandler en ny fleksibel to-bladet rotor til en eksisterende vindmølle. Projektet har udgjort en designproces, men med hovedvægten lagt på bestemmelse af de optimale aeroelastiske egenskaber for en sådan rotor, udvikling af møllen betragtet som koncept, samt eftervisning ved målinger. De aeroelastiske beregninger og undersøgelser, der er udført i forbindelse med design af rotoren, har overskredet grænsen, hvor den aeroelastiske model er verificeret, og der er som led i arbejdet foretaget visse tilpasninger for at udvide forudsætningerne til dette anvendelsesområde.

Designarbejdet og beslutningerne har dermed i meget høj grad været baseret på aeroelastiske beregninger og er yderligere suppleret med numerisk optimering til bestemmelse af bedst mulige egenskaber. Hensigten med dette har været at gøre resultaterne generelt anvendelige og ikke begrænset til udvikling af en specifik vindmølle.

Sammenfattende har designarbejdet konvergeret mod af et generelt koncept som i sin helhed kan karakteriseres som en fritkrøgende bagløber med fleksibel nacelle-tilt og en to-bladet rotor med vippenav og tre-punktsophængte vinger med indbyggede koblinger, som kan effektregulere ved aktivt stall og reducere ekstremlaster ved aktiv koning.

Konceptet er i princippet anvendeligt til alle møllestørrelser, men det flapvise bladrodsmoment, som er nødvendigt for at optage aksialtrykket og holde vingerne i udfoldet stilling, stiger forholdsmæssigt med møllestørrelsen, men er dog altid mindre end for en tilsvarende stiv rotor.

Dele af konceptet, f.eks. vingelejringen med aktiv koning, kan desuden anvendes til tre-bladede vindmøller.

For det endelige design er der foretaget detaljerede aeroelastiske simuleringer for normal drift under forskellige forhold, stilstand i ekstrem vind og kritiske fejloperationer som f.eks. ved drift som forløber. Tilsvarende forhold er så vidt muligt undersøgt ved måling på den fremstillede vindmølle. Målingerne har i stor udstrækning verificeret de estimerede egenskaber, og det har som resultat af forsøg og målinger ikke været nødvendigt at korrigere en eneste af møllens parameterværdier for at opnå de tilsigtede egenskaber. Dette fører hen mod den væsentlige konklusion, at det aeroelastiske beregningsprogram HawC kan benyttes som grundlag for design og dimensionering også af store møller efter disse principper. Dette er en væsentlig forudsætning for at kunne estimere dette koncepts konkurrenceevne i forhold til de traditionelle.

11. Taksigelser

Forfatterne vil hermed sige tak til *Jørgen Thirstrup Petersen, VEA, Risø* for vedvarende støtte igennem hele projektet og i særdeleshed uvurderlig støtte med modellering og beregning på møllen, som omfattede løbende modifikationer af HawC for at muliggøre simulering under ekstreme forhold.

Jørgen takkes desuden sammen med *Bjørn Johansen, AFM, Risø* og *Preben Ellebæk, ELM, Risø* for aktiv deltagelse i den animerende konstruktionsproces vedrørende rotoren.

Philippe Leconte, ONERA takkes for deltagelse i projektet med parallelle aeroelastiske beregninger, numeriske optimeringer og stabilitetsundersøgelser.

Carsten Westergaard og Leo Jensen, LM samt *Søren Olsen, Olsen Wings* takkes for indsatsen med henholdsvis dimensionering og fremstilling af vingerne.

12. Referencer

- [1] Kretz, A. and Rasmussen F. (1994). *Designverifikation for to-bladet mølle*. Risø-R-763(DA). Forskningscenter Risø, Roskilde, Danmark.
- [2] Petersen, J.T. *The Aeroelastic Code HawC - Model and Comparisons*. In *proceedings of "State of the Art of Aeroelastic Codes for Wind Turbine Calculations"*. 28th Meeting of experts, International Energy Agency, Annex XI. Technical University of Denmark, Lyngby. April 1996, pp. 129-135.

Appendix A. Test af flex-beam

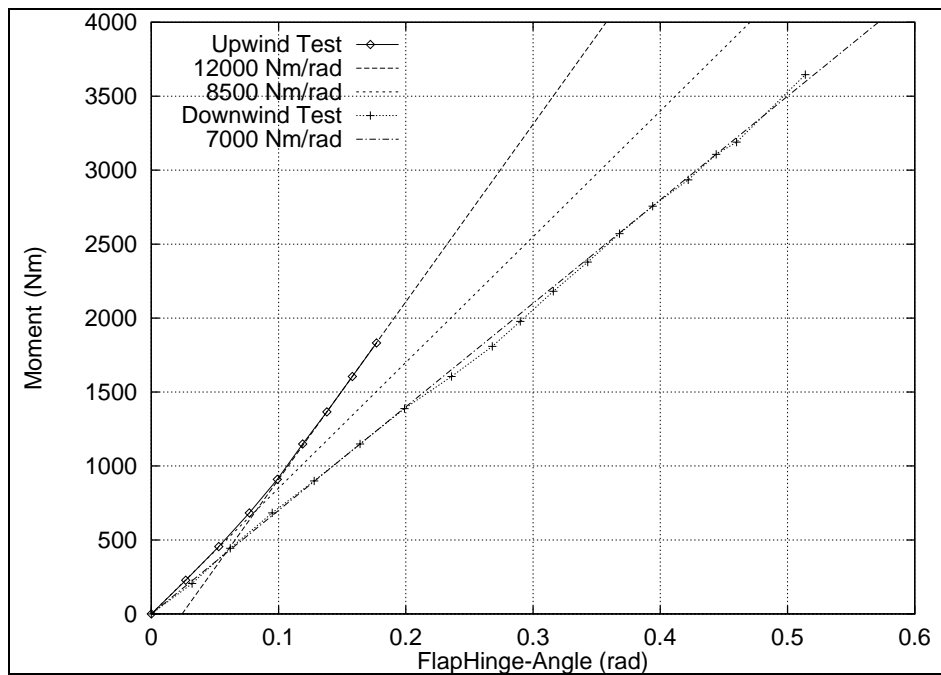
Figur A-1 viser vingen med flex-beam'en monteret i Olsen Wings prøvestand.

Figur A-2 viser stivheden af flex-beam'en målt hos Olsen Wings. Ved belastning som i normal drift er stivheden 7000 Nm/rad, mens den ved belastning den modsatte vej er 12000 Nm/rad.

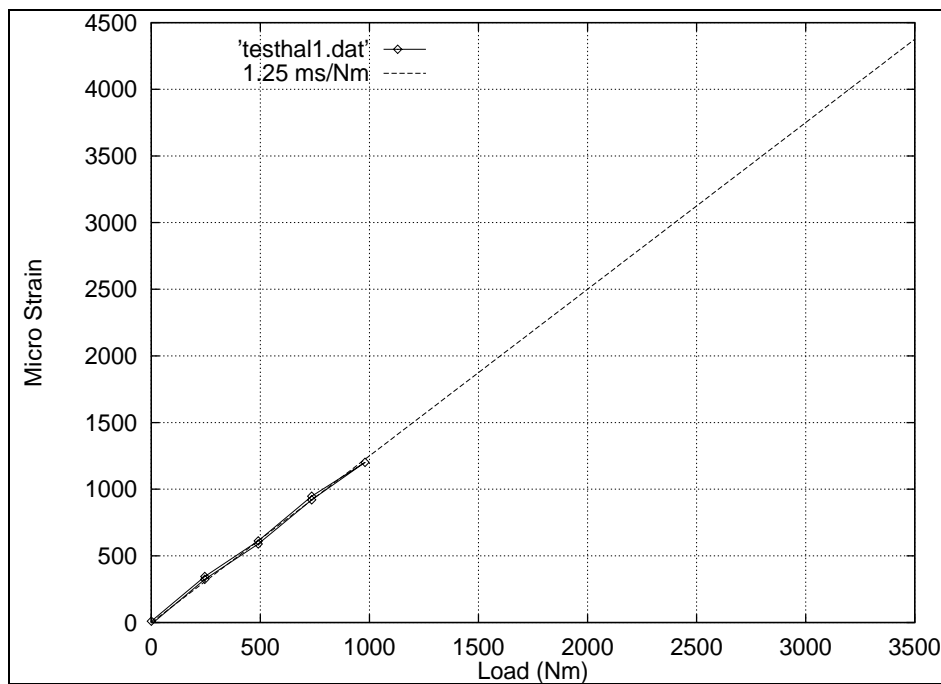
Figur A-3 viser resultatet af en strain-måling på den værst belastede del af flex-beam'en. Ved flapvist bladmoment på 3500 Nm ses tøjningen at blive 4400 micro-strain (0.44%).



Figur A-1 Vinge og flex-beam i prøvestand hos Olsen Wings.



Figur A-2 Stivhed af vinge med flex-beam målt i Olsen Wings vinge-afprøvnings-stand svarende henholdsvis til normal drift og til forløberdrift.



Figur A-3 Målt flapvis tøjning af flex-beam ved normal-drift udbøjning.

Title and authors

Design verification for a flexible two-bladed wind turbine

Per Vølund, Flemming Rasmussen

ISBN		ISSN	
87-550-2442-4		0106-2840	
87-550-2443-2 (internet)			
Department or group		Date	
Wind Energy and Atmospheric Physics Department		April 1999	
Groups own reg. number(s)		Project/contract No(s)	
		ENS-1363/95-002; JOR3-CT95-0062	
Pages	Tables	Illustrations	References
70	6	76	2

Abstract (max. 2000 characters)

The project has consisted in development and testing of a two-bladed soft rotor for an existing 15 kW flexible wind turbine. The new concept is characterised as a free yawing down wind turbine with nacelle tilting flexibility and a two-bladed teetering rotor with hinged blades that are controlled by active stall and active coning.

The concept has been developed by extensive application of aeroelastic predictions, numerical optimisation and stability analysis in order to obtain optimal aeroelastic response and minimal loads. The calculations and succeeding model tests have been performed particularly for a 13 m diameter rotor, but all conceptual design principles have been focused on application to large MW turbines.

The flexible blades and the principle of active coning allows the blades to deflect with the wind to such an extent that the loads are much reduced during stand still in extreme winds. Comparisons of predictions for this concept and a similar rigid rotor shows that the blade and rotor loads are reduced to between 25 and 50 % during operation as well as during stand still in extreme winds. This, however, is not a universal ratio for the relation between the loads on the two concepts. In particular this relation depends upon the size of the turbine.

The aeroelastic predictions have covered normal operation, stand still in extreme winds and abnormal upwind operation. Corresponding conditions have been investigated with the prototype turbine, and the measurements have to a large extent verified the estimated turbine characteristics. This has confirmed that substantial load reductions can be obtained for this concept in comparison to traditional concepts, and that the HawC code is suitable for response predictions even for such an extreme concept.

Descriptors INIS/EDB

AERODYNAMICS; CONICAL CONFIGURATION; DESIGN; DYNAMIC LOADS; ELASTICITY; FLEXIBILITY; HORIZONTAL AXIS TURBINES; ROTORS; STABILITY TILT MECHANISMS; TURBINE BLADES

Available on request from Information Service Department, Risø National Laboratory,
(Afdelingen for Informationsservice, Forskningscenter Risø), P.O.Box 49, DK-4000 Roskilde, Denmark.
Telephone +45 46 77 40 04, Telefax +45 46 77 40 13